Verhalten des Drehstromtransformators für unsymmetrische Netzzustände im Verteilnetz

Behaviour of the three-phase power transformer under network unbalance conditions in the distribution network

Vom Fachbereich 18 (Elektrotechnik und Informationstechnik)
der Technischen Universität Darmstadt

zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation von

mgr inż. Damian Stanisław Batorowicz, M. Sc.
geboren am 26.05.1985 in Jelenia Góra, Polen

Tag der Einreichung: 6. April 2021
Tag der Prüfung: 15. September 2021

Referentin: Prof. Dr.-Ing. Jutta Hanson
Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Thomas Leibfried

Darmstadt 2021

Verhalten des Drehstromtransformators für unsymmetrische Netzzustände im Verteilnetz
Behaviour of the three-phase power transformer under network unbalance conditions in the distribution network

Genehmigte Dissertation von mgr inż. Damian Stanisław Batorowicz, M. Sc. geboren am 26.05.1985 in Jelenia Góra, Polen

Referentin: Prof. Dr.-Ing. Jutta Hanson
Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Thomas Leibfried

Tag der Einreichung: 6. April 2021
Tag der Prüfung: 15. September 2021

Darmstadt 2021

Darmstadt, Technische Universität Darmstadt
Jahr der Veröffentlichung der Dissertation auf TUprints: 2021

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:
URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-197005
URL: https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/19700

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,
E-Publishing-Service der TU Darmstadt
http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de
tuprints@ulb.tu-darmstadt.de

Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:
Namensnennung – Weitergabe unter gleichen Bedingungen 4.0 International
http://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/

Erklärungen laut Promotionsordnung

§ 8 Abs. 1 lit. c PromO

Ich versichere hiermit, dass die elektronische Version meiner Dissertation mit der schriftlichen Version übereinstimmt.

§ 8 Abs. 1 lit. d PromO

Ich versichere hiermit, dass zu einem vorherigen Zeitpunkt noch keine Promotion versucht wurde. In diesem Fall sind nähere Angaben über Zeitpunkt, Hochschule, Dissertationsthema und Ergebnis dieses Versuchs mitzuteilen.

§ 9 Abs. 1 PromO

Ich versichere hiermit, dass die vorliegende Dissertation selbstständig und nur unter Verwendung der angegebenen Quellen verfasst wurde.

§ 9 Abs. 2 PromO

Die Arbeit hat bisher noch nicht zu Prüfungszwecken gedient.

Darmstadt, den 14. November 2021

(mgr inż. Damian Stanislaw Batorowicz, M. Sc.)

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet Elektrische Energieversorgung unter Einsatz Erneuerbarer Energien der Technischen Universität Darmstadt.

Für die wissenschaftliche Betreuung der Arbeit und die konstruktiven Hinweise während der Erstellung dieser Dissertation möchte ich mich bei Frau Prof. Dr.-Ing. Hanson herzlich bedanken. Die Tätigkeit ermöglichte mir einen Einblick sowohl in die Betreuung als auch in die Gestaltung der Lehrveranstaltungen und Forschungsprojekte am Fachgebiet. Des Weiteren möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Leibfried für das Interesse an der Arbeit und die Übernahme der Aufgabe des Korreferats danken.

Herzlichen Dank richte ich an meine ehemaligen Kolleginnen und Kollegen des Fachgebiets E5. Neben der Bearbeitung energietechnischer Fragestellungen über all die Jahre habe ich interessante Menschen und Freunde kennen und schätzen gelernt. Die tolle Arbeitsatmosphäre sowie lustige und unterhaltsame Konversationen auch abseits der Universität trugen wesentlich zur Motivation bei der Erstellung der Dissertation bei. Es waren unvergessliche Momente mit Euch!

Schließlich danke ich meinen Eltern, die die Grundsteine zu meinem wissenschaftlichen und persönlichen Leben gelegt haben. Einen besonderen Dank richte ich an meine Frau und meine Schwiegereltern für die jahrelange Unterstützung und die ermöglichte Freiheit, die ich für die Arbeit gebraucht habe.

Frankfurt am Main, im November 2021 Damian Batorowicz

Kurzfassung

Als Standardmodell jedes Drehstromtransformators gilt die T-Ersatzschaltung eines Zweiwicklungstransformators, welche für die Netzberechnung in einem symmetrischen elektrischen Drehstromnetz eingesetzt wird. Diese Ersatzschaltung wird von einem detaillierten geometrischen Modell mit validen Vereinfachungen für die Netzberechnung im Niederfrequenzbereich abgeleitet. In dieser Arbeit wird ein alternatives Modell des Drehstromtransformators untersucht, welches für die Netzberechnung unsymmetrischer Netzzustände infolge einer Spannungsunsymmetrie geeignet ist. Das Modell bildet das Verhalten für ausgewählte Fehlerfälle besser nach als die T-Ersatzschaltung. Darüber hinaus ermöglicht das Modell, welches als topologisch korrektes Modell (TK-Modell) bezeichnet wird, einen höheren Freiheitsgrad bei der Berücksichtigung des geometrischen Aufbaus des Drehstromtransformators.

In dieser Arbeit wird auf die Ausbreitung einer Spannungsunsymmetrie in Energieversorgungssystemen sowie auf ihre Auswirkung auf einen Drehstromtransformator eingegangen. Als Drehstromtransformator wird ein dreiphasiger Leistungstransformator mit einem gemeinsamen Eisenkern für drei Leiter ausgewählt. Weiterhin werden allgemeine Erkenntnisse über die Strangspannung bei unsymmetrischen Netzzuständen gewonnen. Der unsymmetrische Netzzustand wird durch eine Spannungsunsymmetrie an den Transformatorklemmen nachgebildet. Das Verhalten des Drehstromtransformators unter Berücksichtigung dieser Fehlerbetrachtung wird theoretisch beschrieben. Anschließend wird eine Ersatzschaltung des topologisch korrekten Modells in symmetrischen Komponenten abgeleitet. Diese Darstellung bietet die Möglichkeit, die magnetische Kopplung zwischen den Schenkeln im Transformator bei einem unsymmetrischen Netzzustand theoretisch zu analysieren und zu bewerten.

Im Anschluss wird ein elektrisches Energieversorgungsnetz mit einer einpoligen Leiterunterbrechung analysiert. Einerseits verursacht diese Fehlerart Probleme mit seiner Erkennung durch herkömmliche Netzschutzeinrichtungen. Andererseits ist sein elektromagnetisches Verhalten stark vom geometrischen Aufbau und der für ein Netzgebiet typischen Sternpunktbehandlung abhängig. Ein Ziel dieser Untersuchung ist die Ermittlung der Leiter-Erde-Spannung am Netztransformator in Netzen mit einem hohen Anteil an erneuerbaren Energien. Dafür werden typische Schaltgruppen und unterschiedliche Sternpunktbehandlungen im Netz untersucht.

Die Windenergieanlagen werden sowohl als doppeltgespeister Asynchrongenerator als auch als Vollumrichter nachgebildet. Durch die in den Netzanschlussbedingungen geforderte dynamische Spannungsstützung beteiligen sich die Windenergieanlagen aktiv an der Regelung der Blindstromeinspeisung bei Spannungseinbruch im Mit- und Gegensystem. Dies hat eine symmetrierende Wirkung auf die Spannung, besonders im unsymmetrischen Kurzschlussfall. Der Einfluss der Windenergieanlagen mit aktiver dynamischer Netzstützung bei einer Leiterunterbrechung wird in dieser Arbeit aufgezeigt.

Zudem haben unsymmetrische Netzzustände eine direkte Auswirkung auf die Erdschlussströme und die Spannungsverlagerung. Diese sind je nach Sternpunktbehandlung eines Drehstromnetzes und gültiger Personenschutzmaßnahmen wichtige Kriterien für die Auswahl geeigneter Schutzeinrichtungen. Unsymmetrische Netzzustände, im Besonderen die einpolige Leiterunterbrechung, sind durch die vorhandenen Schutzeinrichtungen schwer im Drehstromnetz zu detektieren. In der vorliegenden Arbeit wird eine Methode zur Erkennung der Leiterunterbrechung ausgearbeitet. Durch eine Überwachung der Leiter-Erde-Spannung ist es möglich, einen unsymmetrischen Belastungszustand der Schenkel im Fall einer Leiterunterbrechung zu erkennen und bei Überschreitung eines Grenzwerts eine Anregung bzw. ein Meldesignal für die Netzleitstelle bereitzustellen.

Abstract

The equivalent T-network of any two-winding transformer qualifies as the standard model of three-phase transformers that is used for the network calculations in electrical three-phase systems. This equivalent T-network is derived from the detailed geometrical model of the transformer with some simplification for the network calculations in the low frequency range. This thesis investigates an alternative model of a three-phase transformer for the calculation of an unbalance network states due to the voltage unbalance conditions. This alternative model reproduces the behaviour of some kind of network failures better than the equivalent T-network. Furthermore, this model shortly named topology-based model (germ. TK-Modell) enables the possibilities to involve the geometrical topology of the transformer core.

This thesis investigates the propagation of voltage unbalance in an energy supply system and its impact on the three-phase transformer. The three-phase transformer is represented by the three-legs core-type power transformer. Furthermore, the knowledge about the phase-element voltages on the winding of the transformer are obtained during the voltage unbalance. This voltage unbalance on the terminal of the transformer is the reason of the unbalanced network state. The theoretical description of the network unbalance contains the description of behaviour of the three-phase transformer under consideration of fault conditions. Furthermore, the equivalent circuit of the topology-base model of the three-phase transformer is derivate for the calculation in symmetrical components. This equivalent circuit supports the analysis and evaluation of the magnetic coupling between the limbs of the transformer under the voltage unbalance.

Furthermore, the conductor continuity one-phase fault is investigated in an electrical energy supply system. On the one hand, the network protection equipment has some difficulty with a triggering of this fault type. On the other hand, the behaviour of the electrical network depends on the geometrical dimensions of the transformer's core and on the neutral point treatment of the network during the conductor continuity fault. The main goal of this thesis is the investigation of the phase voltage on the terminal of the power transformer in model network with high integration of renewable energies. This investigation considers different types of vector group and neutral point treatment in the electrical network.

The double-feed asynchronous generator and the full-size converters represent the wind energy plants modelled in this thesis. As stipulated in the connection conditions at the network connection point, the wind energy plants take the part in the supporting the voltage in the network. Therefore, the wind energy plants are feeding the reactive current in the positive and negative sequence system directly proportional to the under-voltage conditions in positive and negative sequence system. Thus, supporting the voltage has a positive impact on the reduction of the voltage unbalance; especially in a case of an unbalanced short-circuit conditions in the electrical network. The part of this thesis is investigation of the participations levels of the wind energy plants with the active supporting of voltage during the one-phase series fault.

Moreover, the unbalanced network states have impact on the ground current and on the neutral point displacement voltage. These depend on the neutral point treatment in three-phase network and the personal protection measures. Both are important for an assortment of the suitable protection equipment. The unbalanced network states with a special consideration of the one-phase series fault are difficult to show in three-phase network by standard protection equipment. The method of the detection of the series fault is elaborated in this thesis. The monitoring of the line-to-earth voltage makes the detection of the unbalanced load of limbs possible in a consequence of the conductor continuity one-phase fault. Due to exceeding, the setting value a trigger or status signal can be sent to a control centre.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung III
Inhaltsverzeichnis V
Abbildungsverzeichnis, Tabellenverzeichnis VII
Abkürzungen, Formelzeichen und Nebenzeichen X

1 Einleitung 1
1.1 Motivation 2
1.2 Problemstellung 7
1.3 Vorgehensweise 8

2 Grundlagen der Spannungsunsymmetrie 11
2.1 Berechnung der Spannungsunsymmetrie 12
2.2 Spannungsunsymmetrie im elektrischen Drehstromsystem 16
2.3 Messung der Spannungsunsymmetrie im elektrischen Netz 18
2.4 Spannungsunsymmetrie bei einpoliger Leiterunterbrechung 20

3 Modell des Drehstromtransformators für unsymmetrische Netzzustände 25
3.1 Einführung in die Modellierung des Drehstromtransformators 25
3.2 Transformatormodell für den niederfrequenten Bereich 30
3.3 Gleichungssystem der T-Ersatzschaltung 41
3.4 Gleichungssystem des topologisch korrekten Modells 43
3.5 Ersatzschaltplan des topologisch korrekten Modells in symmetrischen Komponenten 54
3.6 Bewertung des topologisch korrekten Modells 64
3.7 Messung am Versuchstransformator 80

4 Netzmodell mit hoher Durchdringung von Windenergieanlagen 86
4.1 Modellnetz 86
4.2 Auswahl der Untersuchungen 94
4.3 Modellierung der Windenergieanlagen 97
4.4 Validierung des Modellnetzes 110

5 Untersuchungsergebnisse bei einpoliger Leiterunterbrechung 114
5.1 Einfluss der Belastung 114
5.2 Einfluss der Windenergieanlage 118
5.3 Einfluss der LU auf die Windenergieanlage 121
5.4 Einfluss der Regelung des VSC-Umrichters 125

6 Erkennung einer Leiterunterbrechung nach dem Deltaverfahren 138
6.1 Anwendung des Deltaverfahrens zur Erkennung der Leiterunterbrechung 139
6.2 Auswertung der Untersuchungsergebnisse bei einpoliger Leiterunterbrechung 147

7 Fazit und Ausblick 154
7.1 Untersuchungen des topologisch korrekten Transformatormodells 154
7.2 Untersuchungen der Leiterunterbrechung im Verteilnetz 155
7.3 Untersuchung der Methode zur Erkennung der Leiterunterbrechung 156

Literatur **158**
Bücher 158
Vorschriften, Anwendungsregeln und Leitfaden 158
Wissenschaftliche Veröffentlichungen 159
Sonstige Literaturquellen 162
Eigene Veröffentlichungen 164
Betreute Abschlussarbeiten 164

Anhang A.: Abbildungen **166**

Anhang G.: Gleichung **171**

Anhang T.: Tabellen **181**

Abbildungsverzeichnis

1.1 Ein direkt geerdeter und ein isoliert betriebener leerlaufender Transformator bei einer einpoligen Leiterunterbrechung zur Festlegung der Leiter-Erde-Spannung . 3
1.2 Reduzierter Ausschnitt des Eigenbedarfsnetzes im Kraftwerk Byron in den USA für eine unerkannte einpolige Unterbrechung in Leiter L3. 6
1.3 Vorgehensweise für die Untersuchung unsymmetrischer Netzzustände im Verteilnetz. 9
2.1 Gliederung der Ursachen von Unsymmetrien in drei Gruppen. 12
2.2 Anwendung des komplexen Bandpassfilters zur Ermittlung der Spannungen in symmetrischen Komponenten. 14
2.3 Einfluss der Gegen- und Nullsystemspannung auf die Amplitude und die Phasenlage einzelner Spannungszeiger in Leitergrößen. 15
2.4 Ersatzschaltplan eines Netzabschnittes mit einpoliger Leiterunterbrechung. 21
2.5 Mitsystemspannung in Abhängigkeit des Impedanzverhältnisses. 24
3.1 Aufbau eines Dreischenkeltransformators mit der inneren und äußeren Wicklung und mit den Pfaden der Flussstreuung im Eisenkern. 28
3.2 Aufbau eines Dreischenkeltransformators nach der Zusammenfassung der Teilflüsse im Eisen. 29
3.3 Magnetischer Kreis des Dreischenkeltransformators. 30
3.4 Herleitung der elektrischen Ersatzschaltung des Drehstromtransformators aus der magnetischen Ersatzschaltung anhand des Dualitätsprinzips zwischen elektrischen und magnetischen Größen. 31
3.5 Ersatzschaltungen des Drehstromtransformators in Leitergrößen. 32
3.6 Modellierung der Hysteresekurve einer Spule mit einem magnetischen Kern. 35
3.7 Modellnetz zum Vergleich der Nachbildungen der Hauptinduktivität eines HS-/MS-Transformators. 36
3.8 Einfluss des YNy-Transformatormodells auf Strom und Frequenzspektrum der Spannung in Abhängigkeit der Spannung $U_{\mathrm{OS,Li}}$. 37
3.9 Schaltplan eines YNd5-Transformators mit den Strang- und Leitergrößen und niederohmig geerdetem Sternpunkt. 39
3.10 Nachbildung des Sternpunktes im Nullsystem. 40
3.11 T-Ersatzschaltung eines Transformators in symmetrischen Komponenten. 42
3.12 Ersatzschaltplan eines Drehstromtransformators zur Ableitung des Gleichungssystems. 43
3.13 Nachbildung des Nullsystems in symmetrischen Komponenten. 52
3.14 TK-Modell des Dreischenkeltransformators in symmetrischen Komponenten. 59
3.15 Vereinfachtes TK-Modell des Dreischenkeltransformators. 61
3.16 Aufbau einer Strangspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1}}$ bei einpoliger Leiterunterbrechung im Leerlauf. 65
3.17 Vergleich der Klemmenspannung für unterschiedliche Modelle der Sättigung des unbelasteten Transformators als TK-Modell bei einpoliger Leiterunterbrechung. 67
3.18 Änderung der Elementen der Impedanzmatrix eines leerlaufenden Dreischenkeltransformator von Spannungsunsymmetrie. 72
3.19 Elemente der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ in Abhängigkeit der Spannungsunsymmetrie. 76
3.20 Koppelelemente der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ in Abhängigkeit der Spannungsunsymmetrie. 77
3.21 Verlustbehaftete TK-Ersatzschaltung eines Schenkels in Leitergrößen. 79
3.22 Messaufbau zur Untersuchung des Transformators bei unsymmetrischen Netzzuständen. 81

3.23 Einschaltvorgang des Versuchstransformators mit dem Fokus auf die Leiter-Erde-Spannungen in symmetrischen Komponenten. 82
3.24 Untersuchung einer Leiterunterbrechung am Versuchstransformator. 83
3.25 Zuschaltung einer Spannungsunsymmetrie $k_{U2} = 5{,}5\,\%$ am Versuchstransformator. . 85
4.1 Modellnetz mit der Darstellung zweier Netzvarianten. 89
4.2 Bewertung der Simulationsergebnisse am Beispiel der Mitsystemspannung. 97
4.3 Schematischer Aufbau der WEA Typ 3. 99
4.4 Allgemeiner Blockschaltplan der Vektorregelung eines selbstgeführten Umrichters. . 101
4.5 Blockschaltplan der Leistungsregelung der RSC- und LSC-Umrichter. 104
4.6 Blockschaltpläne der inneren Stromregelung des LSC- und RSC-Umrichter. 105
4.7 Einschaltvorgang zweier Transformatoren unterschiedlicher Bemessungsleistung. . . 113
5.1 Mitsystemspannung und Mit- und Nullsystemstrom in Abhängigkeit der Schaltgruppe und der Transformatorbelastung im Schaltzustand 1. 115
5.2 Die Mitsystemspannung bei einpoliger LU im Zeitpunkt in Abhängigkeit der Belastung.119
5.3 Spannung und Strom bei Starklast im Szenario 1A in Abhängigkeit des Schaltzustands.122
5.4 Einfluss der Transformatorbelastung von WEA auf die Spannung im Szenario 1A. . . 126
5.5 Rückwirkung der dynamischen Netzstützung der WEA auf die Spannung in Abhängigkeit der Sternpunktbehandlung bei Belastung $\vartheta_T = 70\,\%$. 129
5.6 Mitsystemspannung in Abhängigkeit der Vektorregelung des LSC-Umrichters. 132
5.7 Spannung im Szenario 1A in Abhängigkeit der drei Vektorregelungen. 135
6.1 Frequenzspektrum der Strangspannung des 12-kVA-Versuchstransformators bei einpoliger LU. 139
6.2 Einfluss der LU auf den Strom- und Spannungsverlauf im Szenario 1A. 140
6.3 Ersatzschaltplan des Netzmodells in symmetrischen Komponenten. 142
6.4 Exemplarische Darstellung der Impedanzzeiger $\underline{Z}_1 = \underline{Z}_2$, $\underline{Z}_0$ und $\underline{Z}_1 + \underline{Z}_0 || \underline{Z}_2$ für die Grundschwingung. 143
6.5 Strom- und Spannungszeiger für die Grund- und 250-Hz-Schwingung zum Zeitpunkt t_0 und t_{End}. 145
6.6 Funktionsweise des Deltaverfahrens zur Erkennung der Leiterunterbrechung. 146
6.7 Phasenwinkel der fünften Harmonischen der Spannung im Szenario 1A für den Vorfehlerzustand und nach Eintritt der einpoligen LU. 148
A.1 Leiter-Erde-Spannungen am Versuchstransformator. 166
A.2 Frequenzspektrum der Leiter-Erde-Spannungen $U_{OS,Li}(t_{End})$ und $U_{US,Li}(t_{End})$ sowie des Stromes $I_{OS,Li}(t_{End})$ bei einer einpoligen Leiterunterbrechung. 167
A.3 Sättigungskennlinie eines GO-Stahls (kornorientiertes Elektroblech). 167
A.4 Ermittlung der Oberschwingungen der Spannung in symmetrischen Komponenten mithilfe von MCCF-Filter. 168
A.5 Einfluss der Transformatorbelastung von WEA auf den Strom in Szenario 1A. 169
A.6 Strom im Szenario 1A in Abhängigkeit der drei Vektorregelungen. 170

Tabellenverzeichnis

2.1 Messungen der Spannungsqualität am Campus Lichtwiese der TU Darmstadt in den Jahren 2015 und 2017. 18
2.2 Einpolige Leiterunterbrechung in symmetrischen Komponenten zur Berechnung der Spannungen an den Transformatorklemmen. 22
3.1 Relevanz einzelner Kenngrößen des Transformators für die Nachbildung innerhalb unterschiedlicher Frequenzbereiche. 26
3.2 Parameter für die Nachbildung einer Hysteresekurve nach dem Jiles-Atherton-Modell. 35
3.3 Anhaltswerte eines Transformators für Nullsystem- und Hauptreaktanzen. 42
3.4 Ausgewählte Elemente der Impedanzmatrix für eine beispielhafte Unsymmetrie der Hauptfeldreaktanzen. 63
3.5 Betrag der Strangspannungen bei einer einpoligen LU für zwei Nachbildungsmethoden eines linearen Transformators. 66
3.6 Spannungsdifferenz für zwei nichtlinearen Nachbildungen der Hauptreaktanz bei einpoliger LU im eingeschwungenen Zustand. 69
4.1 Bemessungsdaten der Betriebsmittel des Netzmodells. 92
4.2 Szenarien für die Untersuchung von Spannungsverhältnissen bei einpoliger LU. . . . 94
4.3 Untersuchungen im 20-kV-Netz bei einpoliger Leiterunterbrechung. 95
4.4 Einstellparameter der Vektorregelung. 110
4.5 Ergebnisse im störungsfreien Betrieb für Szenario 1A und 3A. 111
6.1 Phasenwinkeldifferenz der fünften Harmonischen $\Delta\varphi_{\pm 5}$ der Spannung U'_{US} für Szenarien 1, 2 und 5. 149
6.2 Phasenwinkeldifferenz der fünften Harmonischen $\Delta\varphi_{\pm 5}$ der Spannung U'_{US} für Szenarien 3 und 4. 150
T.1 Einstellkriterien für den LSC-Stromregler nach einem Betragsoptimum. 181
T.2 Ergebnisse für die Szenarien 1 und 3 im eingeschwungenen Zustand. 182
T.3 Ergebnisse für die Szenarien 2 und 4 im eingeschwungenen Zustand. 183
T.4 Ergebnisse für das Szenario 5 im eingeschwungenen Zustand. 184
T.5 Ergebnisse für die Szenarien 1 und 3 im Übergangszustand. 185
T.6 Ergebnisse für die Szenarien 2 und 4 im Übergangszustand. 186
T.7 Ergebnisse für das Szenario 5 im Übergangszustand. 187

Abkürzungen, Formelzeichen und Indizes

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
bdew	Bundesverband der Energie- und Wasserwirtschaft
DG	Dieselgenerator
DIN	Deutsches Institut für Normung
ES	Ersatzschaltung
EPRI	engl. Electric Power Research Institute Inc.
HS	Hochspannung
IEEE	engl. Institute of Electrical and Electronics Engineering
IEC	engl. International Electrotechnical Commission
K	Knoten
KKW	Kernkraftwerk
LSC	Netzseitiger Umrichter (eng. Line Side Converter)
LU	Leiterunterbrechung
M	Mittelpunkt
MCCF	Komplexes Bandpassfilter (eng. Multiple Complex Coefficient Filter)
MS	Mittelspannung
N	Ausgeführter Sternpunkt
NS	Niederspannung
NAP	Netzanschlusspunkt
PI-Regler	Proportional integrierender Regler
PLL	Phasenregelschleife (eng. Phase Locked Loop)
RSC	Rotorseitiger Umrichter (eng. Rotor Side Converter)
SK	Symmetrische Komponente
SPE	Sternpunkterdung
TK-Modell	Topologisch korrektes Modell
VDE	Verband der Elektrotechnik Elektronik Informationstechnik
VSC	Selbstgeführter Umrichter (eng. Voltage Source Converter)
WEA	Windenergieanlage

Formelzeichen

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
α	°	Neigungswinkel einer Grade
δ	1	Erdfehlerfaktor
φ	rad	Phasenwinkel, Impedanzwinkel
Φ	Wb	Magnetischer Fluss
ϑ	1	Belastung der Betriebsmittel
ω	rad/s	Kreisfrequenz
ω_C	rad/s	Grenzkreisfrequenz
Θ_mech	s	Trägheitskonstante
A	m²	Fläche
B	T	Magnetische Flussdichte
C	F	Kapazität
D	1	Dämpfung
f	Hz	Frequenz
$G(s)$	1	Übertragungsfunktion vom Frequenzparameter s
h	1	Oberschwingungsordnung
H	A/m	Magnetische Feldstärke
i	A	Augenblickswert des Stromes
I	A	Strombetrag
I_b	A	Blindstrom, Reaktive Strom
I_Ce	A	Kapazitiver Erdschlussstrom
I_Rest	A	Reststrom bei Erdschlusskompensation
I''_k	A	Anfangs-Kurzschlusswechselstrom
J	kgm²	Trägheitsmoment
k	1	Faktor
k_U	1	Spannungsunsymmetriefaktor
$K_\mathrm{P/I/D}$	1	Koeffizient der PID-Regler (Proportional-, Integral- und Differentialanteil)
ℓ	m	Länge
L	H	Induktivität
M	H	Koppelreaktanz
$\boldsymbol{M}$	H	Koppelreaktanzmatrix
M_mech	Nm	Mechanisches Drehmoment

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
P	W	Wirkleistung (Verbraucherzählpfeilsystem)
$\mathcal{R}$	S	Magnetischer Widerstand (Reluktanz)
R	Ω	Elektrischer Widerstand
s	%	Schlupf
S	VA	Scheinleistungsbetrag
$\underline{S}$	VA	Komplexe Scheinleistung $\underline{S} = P + \mathrm{j}Q$
T	s	Zeitkonstante
u	V	Augenblickswert der Spannung
u_k	1	Kurzschlussspannung
U	V	Spannungsbetrag
U_n	V	Netznennspannung
U_N	V	Verlagerungsspannung, Sternpunkt-Erde-Spannung
U_OS, U_US	V	Leiter-Erde-Spannung an der OS-, US-Seite des Transformators
U_OS^W, U_US^W	V	Strangspannung an der OS-, US-Seite des Transformators
$\ddot{u}$	1	Übersetzungsverhältnis der Spannung $\ddot{u} = U_\mathrm{OS}/U_\mathrm{US}$
W	1	Anzahl der Windungen einer Wicklung oder einer Spule
Q	var	Blindleistung (Verbraucherzählpfeilsystem)
X	Ω	Reaktanz
Z	Ω	Impedanzbetrag
$\underline{Z}$	Ω	Komplexe Impedanz $\underline{Z} = R + \mathrm{j}X$
$\underline{Z}_\mathrm{M}$	Ω	Koppelimpedanz
$\underline{\boldsymbol{Z}}$	Ω	Impedanzmatrix
$\underline{\boldsymbol{Z}}^\mathrm{L1L2L3}$	Ω	Impedanzmatrix in Leitergrößen
$\underline{\boldsymbol{Z}}^\mathrm{012}$	Ω	Impedanzmatrix in symmetrischen Komponenten
$\underline{\boldsymbol{Z}}_\mathrm{T,T\text{-}ES}$	Ω	Impedanzmatrix des Transformators für die Nachbildung als T-Ersatzschaltung
$\underline{\boldsymbol{Z}}_\mathrm{T,TK\text{-}ES}$	Ω	Impedanzmatrix des Transformators für die Nachbildung als TK-Ersatzschaltung

Nebenzeichen, rechts unten (Indizes)

Indizes	Beschreibung
0, 1, 2	Null-, Mit- bzw. Gegensystem der symmetrischen Komponenten
012	Spaltenvektor in symmetrischen Komponenten, z. B. $U_{012} = \begin{bmatrix} U_0 & U_1 & U_2 \end{bmatrix}$
1p, 2p, 3p	ein-, zwei-, bzw. dreipolig
$\alpha\beta 0$	Spaltenvektor in $\alpha\beta 0$-Koordinatensystemz. B. $U_{\alpha\beta 0} = \begin{bmatrix} U_\alpha & U_\beta & U_0 \end{bmatrix}$
σ	Streuung
b	Blindkomponente
beg	Begrenzte Größe
B	Bezugsgröße
D, d	Dreieckschaltung an der OS- bzw. US-Seite des Transformators
DC	Gleichstrom (eng. direct current)
dq0	Spaltenvektor in dq0-Koordinatensystemz. B. $U_{\mathrm{dq0}} = \begin{bmatrix} U_\mathrm{d} & U_\mathrm{q} & U_0 \end{bmatrix}$
d, q	d- bzw. q-Achse in dq0-Koordinatensystem
e	Erdschluss
E	Erde, mit Erdberührung
Einst	Einstellung
Ers	Ersatzgröße
F	Fehler / Fehlerstelle
G	Generator
h	Hauptfeldgröße
h	Oberschwingung der Ordnung h
ℓ	Leerlauf
Li	Leiter L1 oder L2 oder L3 des Drehstromnetzes
L1, L2, L3	Leiter L1, Leiter L2 bzw. Leiter L3 des Drehstromnetzes
LN	Neutralleiter
L1L2L3	Spaltenvektor im Original-Koordinatensystem, z. B. $U_{\mathrm{L1L2L3}} = \begin{bmatrix} U_{\mathrm{L1}} & U_{\mathrm{L2}} & U_{\mathrm{L3}} \end{bmatrix}$
LiLj, LjLi	Leiter-Leiter-Größe L1L2, L2L3 und L1L3 bzw. L2L1, L3L2 und L3L1
ij, ji	Koppelgröße zwischen den Systemen “01”, “02” und “12” bzw. “10”, “20” und “21”
KS, k	Kurzschluss

Indizes	Beschreibung
M	Koppel
mech	Mechanisch
min / max	Minimum / Maximum
n	Nenngröße
N	Ausgeführter Sternpunkt
OS	Oberspannung
PWM	Pulsweitenmodulation
r	Bemessungsgröße
R	Rotor
s	Selbst (Selbstimpedanz)
S	Stator
Sch	Schenkel
sym	Symmetrisch
T	Transformator
T-ES	T-Ersatzschaltung
TK-ES	Topologisch korrekte Ersatzschaltung
umg	Umgebung
US	Unterspannung
Y, y	Sternschaltung an der OS- bzw. US-Seite des Transformators

Nebenzeichen, rechts oben

Nebenzeichen	Beschreibung
′	Transformierte Größe
′	Längenbezogene Größe
∗	Referenzwert
012	Matrix in symmetrischen Komponenten, z. B. Impedanz $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}$
L1L2L3	Matrix in Leitergrößen z. B. Impedanz $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}$
S1, S2, S3	Schaltzustand S1, S2 oder S3
W	Stranggröße z. B. entlang einer Wicklung

Besondere Kennzeichnungen (Beispiel für Spannung U)

u	Augenblickswert der Spannung
$\hat{u}$	Scheitelwert der Spannung
$\overline{u}$	Mittelwert der Spannung
$u(t)$	Zeitlich abhängige Spannung
U	Effektivwert der sinusförmigen Spannung
$\underline{U}$	Komplexe Spannung
$\left\lvert\underline{U}\right\rvert$	Betrag der komplexen Spannung

Konstanten und Transformationsmatrizen

$\underline{\mathrm{a}} = \mathrm{e}^{\mathrm{j}2\pi/3}$	Komplexer Drehoperator
$\mu_0 = 4\pi\varepsilon\,\frac{\mathrm{N}}{\mathrm{A}^2}$	Magnetische Feldkonstante, Vakuumpermeabilität

Transformationsmatrix in symmetrischen Komponenten aus Leitergrößen
(Beispiel für Spannung $\underline{U}_{012} = \mathbf{T}_{012} \cdot \underline{U}_{\mathrm{L1L2L3}}$)

$$\mathbf{T}_{012} = \tfrac{1}{3}\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & \underline{\mathrm{a}} & \underline{\mathrm{a}}^2 \\ 1 & \underline{\mathrm{a}}^2 & \underline{\mathrm{a}} \end{bmatrix}$$

Park-Transformation in dq0-Komponenten aus Leitergrößen
(Beispiel für Spannung $\underline{U}_{\mathrm{dq0}} = \mathbf{T}_{\mathrm{dq0}} \cdot \underline{U}_{\mathrm{L1L2L3}}$)
dq0-Bezugssystem eilt dem Leiter L1 90° nach

$$\mathbf{T}_{\mathrm{dq0}} = \tfrac{2}{3}\begin{bmatrix} \sin(\varphi) & \sin\left(\varphi - \frac{2\pi}{3}\right) & \sin\left(\varphi + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos(\varphi) & \cos\left(\varphi - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\varphi + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix}$$

Clarke-Transformation in $\alpha\beta 0$-Komponenten aus Leitergrößen
(Beispiel für Spannung $\underline{U}_{\alpha\beta 0} = \mathbf{T}_{\alpha\beta 0} \cdot \underline{U}_{\mathrm{L1L2L3}}$)

$$\mathbf{T}_{\alpha\beta 0} = \tfrac{2}{3}\begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix}$$

1 Einleitung

Das elektrische Energieversorgungssystem tritt meistens als Drehstromsystem mit symmetrischer Einspeisespannung auf. Ein unsymmetrischer Kurzschluss, eine unsymmetrische Unterbrechung oder ungleiche Leiterbelastung führen in Konsequenz zu einem unsymmetrischen Netzzustand. Jede Art einer Unsymmetrie führt entweder zum Fluss eines Ausgleichsstromes, der einzelne Betriebskomponenten thermisch belastet, oder zu Spannungsverhältnissen, welche die elektrischen und mechanischen Eigenschaften beanspruchen. Die unsymmetrischen elektrischen Größen haben einen erheblichen Einfluss auf das magnetische Feld, z. B. in der elektrischen Maschine, der sich auf das Drehmoment überträgt. Daraus folgt, dass die Rückwirkung auf die Spannungsverhältnisse im unsymmetrischen Drehstromnetz nicht vernachlässigt werden darf und unsymmetrische Netzzustände weiter erforscht werden müssen.

In dieser Arbeit wird zunächst auf die Auswirkungen einer Spannungsunsymmetrie auf den Drehstromtransformator eingegangen. Der untersuchte Drehstromtransformator entspricht einem dreiphasigen Leistungstransformator mit einem gemeinsamen Eisenkern für alle Leiter. Es werden qualitative Erkenntnisse über Kopplungen zwischen einzelnen Leitern unter Einfluss geometrischer Eigenschaften des Transformators gewonnen. Der betrachtete Transformator wird eingangs als separates Betriebsmittel mithilfe einer entsprechenden Impedanzmatrix analysiert. Die Analyse erfolgt anfangs in Leitergrößen, um die physikalischen Auswirkungen zu erläutern. Anschließend werden die Auswirkungen von gleich großen Spannungsunsymmetrien auf die Klemmengrößen in symmetrischen Komponenten analysiert. Die gewonnenen Erkenntnisse lassen sich mit einer durchgeführten Messung gut verifizieren und werden in einem Modellnetz weiter untersucht.

Die in Energieversorgungssystemen auftretenden Fehler lassen sich in Kurzschlüsse mit oder ohne Erdberührung und Unterbrechungen aufteilen. Ein- und mehrphasige Erd- und Kurzschlüsse sowie dreipolige Unterbrechungen werden in der Literatur ausführlich beschrieben. Ihre thermischen und mechanischen Auswirkungen auf das elektrische Drehstromnetz sind bekannt. Die bestehenden Schutzkonzepte sind darauf ausgelegt, diese Fehler sicher zu erkennen und sie durch Abschaltung oder Isolierung vom ungestörten Netz zu beheben. Eine andere Situation tritt bei der Betrachtung der ein- und zweipoligen Unterbrechung auf. Trotz umfassender Beschreibung in Standardwerken zeigt sie keine ausführliche Betrachtung im Hinblick auf die Auswirkung auf ein elektrisches Drehstromsystem und seine Betriebsmittel.

In dieser Arbeit wird ein fehlerbehaftetes Modellnetz mit einpoliger Leiterunterbrechung als unsymmetrischer Netzzustand untersucht. Das Zusammenwirken dieser Fehlerart mit einem Drehstromtransformator im Verteilnetz ist derzeit nicht ausreichend untersucht worden. Die Rückwirkung auf das Netz stellt besondere Ansprüche an die Schutzeinrichtungen und an eine sichere Netzführung. Für die realitätsnahe Nachbildung dieses Fehlers muss ein für unsymmetrische Netzzustände geeignetes Transformatormodell angewendet werden, das die Möglichkeit besitzt, unsymmetrische Netzzustände abzubilden.

Das Ziel dieser Netzuntersuchung ist die Übertragung der Erkenntnisse zur theoretischen Erkennung der Leiterunterbrechung auf ein Verteilnetz. Vor dem Hintergrund des zu erwartenden Anstiegs von Windenergieanlagen im Verteilnetz, werden Netzstrukturen sowohl für eine klassische zentrale Energieeinspeisung als auch für eine zukünftige dezentrale Energieerzeugung berücksichtigt. Bei einer künftig veränderten Netzstruktur der Verteilnetze wird ebenso die Leistungsrichtung durch wechselnde Energieerzeugung von regenerativen Energiequellen bestimmt, welche die Spannung am Netzanschlusspunkt der dezentralen Erzeugungsanlagen beeinflusst. Für die Betrachtung eines Transformators bedeutet dies, dass von beiden Seiten sowohl Wirk- als auch Blindleistung eingespeist werden könnten. Damit steigt die Wahrscheinlichkeit einer regionalen

Umkehr der Leistungsrichtung im elektrischen Energieversorgungssystem sowie die Wahrscheinlichkeit eines gering belasteten Transformators.

Aus den Ergebnissen der Netzuntersuchung wird anschließend eine Methode für die Erkennung der transformatornahen Leiterunterbrechung abgeleitet. Basierend auf den Erkenntnissen aus dem Kraftwerksbereich kann ein Teil der Ergebnisse verglichen werden. Weiter sollen schutzrelevante Größen abgeleitet werden. Ein Ziel des Vorhabens ist, eine übliche Situation im Verteilnetz nachzubilden und die daraus resultierenden Erkenntnisse mit der vorgestellten Methode zu bewerten.

Der folgende Teil dieses Kapitels beschreibt detailliert die Motivation zu dieser Untersuchung und leitet eine aktuelle Problemstellung ab. Anhand dieser Situation wird eine Vorgehensweise vorgestellt, um die vordefinierten Ziele der Arbeit zu erreichen.

1.1 Motivation

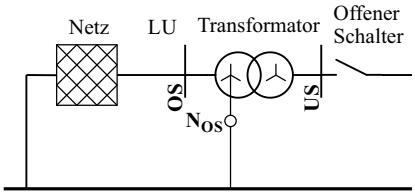
Das elektrische Netz ist als Drehstromnetz symmetrisch aufgebaut, sodass sich eine symmetrische Spannung mit Nennfrequenz an allen Betriebsmitteln in einem ungestörten eingeschwungenen Netzbetrieb einstellt. Diese sinusförmige Spannung mit einer konstanten Frequenz hat eine sehr große Bedeutung für die Auslegung der Betriebsmittel. Um Betriebsmittel normenkonform auszulegen, geht man in der Regel von einer symmetrischen Spannung an den Netzanschlussklemmen aus.

Bei der allgemeinen Auslegung der Leistungstransformatoren muss die Norm VDE 0532-76 [15] eingehalten werden. Für alle Drehstromtransformatoren fordert sie eine angenäherte symmetrische Dreiphasenspannung, die an den Klemmen des Leistungstransformators angelegt wird. Weiterhin wird auch eine mögliche Abweichung der Schwingungsform der angelegten Spannung festgehalten. Es gilt, dass „*die Formänderung weder* 5 % *für den Gesamtanteil der Oberschwingungen noch* 1 % *für den Anteil der geradzahligen Oberschwingungen überschreiten darf.*“ Ein Grund für diese strikte Forderung ist eine spannungsabhängige Sättigungskennlinie des magnetischen Materials, in dem Fall der Eisenkern, und die daraus folgende spannungsabhängige Impedanz und Kreisstrombildung.

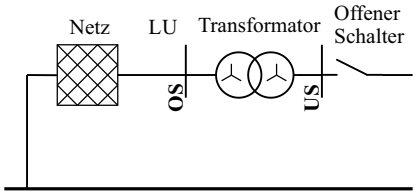
In großer Vereinfachung der Nachbildung führen diese Anforderungen zu einer reduzierten Ersatzschaltung des Drehstromtransformators. Diese Ersatzschaltung, bekannt als T-Ersatzschaltung, kommt in den typischen Netzberechnungen, wie Lastfluss und Kurzschluss, zum Einsatz [1]. Infolge der positiven Erfahrung in der Netzplanung und Netzführung ist diese Nachbildung ausreichend genau für die Abbildung des realen Verhaltens im elektrischen Netz.

Es stellt sich die Frage, wann eine unsymmetrische Dreiphasenspannung oder ein unsymmetrischer Betriebszustand ein anderes Modell des Transformators erfordern und welche Folgen damit verbunden sind. Die bekannte T-Ersatzschaltung eines Transformators gilt als Basis für diverse Berechnungen, die auch unsymmetrische Netzzustände bewerten. Zur Veranschaulichung wird ein leerlaufender Drehstromtransformator mit einer einpoligen Leiterunterbrechung auf der OS-Seite des Drehstromtransformators betrachtet.

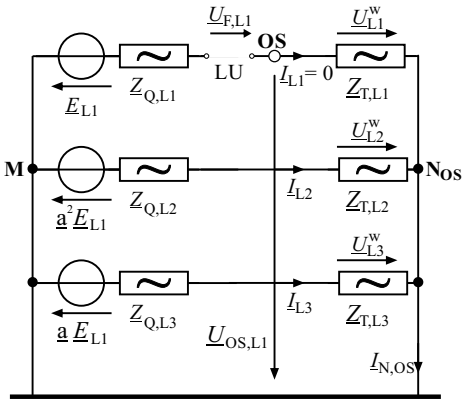
In den Abbildungen 1.1a und 1.1b ist ein Drehstromnetz mit einem leerlaufenden YNy-Transformator mit einem niederohmig geerdeten und einem isolierten Sternpunkt auf der OS-Seite dargestellt. In Abbildung 1.1c und 1.1d ist ein niederohmig geerdetes und isoliertes Drehstromnetz mit einer dreiphasigen Spannungsquelle $\underline{E}_{\mathrm{L1L2L3}} = \begin{bmatrix} 1 & \underline{a}^2 & \underline{a} \end{bmatrix} \cdot \underline{E}_{\mathrm{L1}}$ und einer Netzimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{Q},Li}$, sowie einer Transformatorimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T},Li}$ detailliert dargestellt. Der Transformator ist als T-Ersatzschaltung nachgebildet und nur seine OS-Seite wird in den Abbildungen berücksichtigt. Die Transformatorimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T},Li}$ je Leiter setzt sich aus der Streuimpedanz $\underline{Z}_{\sigma,Li}$ und der Hauptreaktanz $\underline{Z}_{\mathrm{h},Li}$ zusammen.



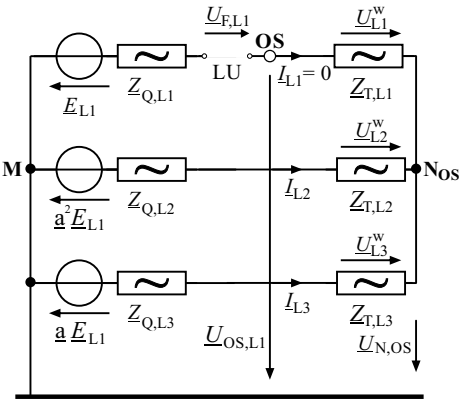
(a) Abschnitt eines leerlaufenden Transformators mit geerdetem Sternpunkt.



(b) Abschnitt eines leerlaufenden Transformators mit freiem Sternpunkt.



(c) Nachbildung des geerdeten Netzabschnittes.



(d) Nachbildung des isolierten Netzabschnittes.

Abbildung 1.1: Ein direkt geerdeter und ein isoliert betriebener leerlaufender Transformator bei einer einpoligen Leiterunterbrechung (LU) zur Bestimmung der Leiter-Erde-Spannung $\underline{U}_{OS,L1}$.
a) und c) Geerdeter Transformator mit seiner Nachbildung
b) und d) Isolierter Transformator mit seiner Nachbildung

1.1.1 Berechnung der einpoligen Leiterunterbrechung im niederohmig geerdeten Drehstromnetz

Bei der betrachteten Unterbrechung im Leiter L1 ("LU" in den Abbildungen 1.1a und 1.1b) fließt kein Strom durch den Leiter L1: $\underline{I}_{L1} = 0$. Die Ströme in den Leitern L2 und L3 können sich widerstandslos über Erde $\underline{I}_{N,OS} = \underline{I}_{L2} + \underline{I}_{L3}$ schließen, da eine metallische widerstandslose Verbindung zwischen den Sternpunkten N und M angenommen wird. Da zwischen der Fehlerstelle und dem Sternpunkt N kein Strom im Leiter L1 fließt, beträgt auch die Strangspannung $\underline{U}^{W}_{L1} = 0$. Aus dem Maschenumlauf mit Leiter L1 und Erde ergibt sich die Spannung entlang der Leiterunterbrechung:

$$\underline{U}_{F,L1} = \underline{E}_{L1} - \underbrace{\underline{U}^{W}_{L1} - \underline{U}_{ZQ,L1}}_{=0} \tag{1.1}$$

Die Verlagerungsspannung beträgt $\underline{U}_{\mathrm{N,OS}} = 0$ für eine widerstandslose Erdimpedanz zwischen den Sternpunkten $\mathrm{N_{OS}}$ und M, s. Abbildung 1.1c. Die Leiter- und Strangspannungen sind bei Leerlauf für die Sternschaltung gleichgroß und für den Fehlerfall entsprechen sie der Einspeisespannung für den Leiter L2 und L3 $\underline{I}_{\mathrm{L2}}\underline{Z}_{\mathrm{Q,L2}} = \underline{I}_{\mathrm{L3}}\underline{Z}_{\mathrm{Q,L3}} \approx 0$:

$$\underbrace{\begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L2}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L3}} \end{bmatrix}}_{\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1L2L3}}} = \begin{bmatrix} 0 \\ \underline{\mathrm{a}}^2\underline{E}_{\mathrm{L1}} - \underline{I}_{\mathrm{L2}}\underline{Z}_{\mathrm{Q,L2}} \\ \underline{\mathrm{a}}\underline{E}_{\mathrm{L1}} - \underline{I}_{\mathrm{L3}}\underline{Z}_{\mathrm{Q,L3}} \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} 0 \\ \underline{\mathrm{a}}^2\underline{E}_{\mathrm{L1}} \\ \underline{\mathrm{a}}\underline{E}_{\mathrm{L1}} \end{bmatrix} \tag{1.2}$$

In symmetrischen Komponenten resultiert die Mitsystemspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},1} = \underline{U}_{\mathrm{OS},1} = \frac{2}{3}\underline{E}_{\mathrm{L1}}$ und die Nullsystemspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},0} = \underline{U}_{\mathrm{OS},0} = -\frac{1}{3}\underline{E}_{\mathrm{L1}}$ (gleich der Gegensystemspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},2} = \underline{U}_{\mathrm{OS},2} = -\frac{1}{3}\underline{E}_{\mathrm{L1}}$) an den Transformatorklemmen:

$$\underbrace{\begin{bmatrix} \underline{U}_{\mathrm{OS},0} \\ \underline{U}_{\mathrm{OS},1} \\ \underline{U}_{\mathrm{OS},2} \end{bmatrix}}_{\underline{U}_{\mathrm{OS},012}} = \underbrace{\begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},0} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},1} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},2} \end{bmatrix}}_{\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012}} = \underbrace{\frac{1}{3}\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & \underline{\mathrm{a}} & \underline{\mathrm{a}}^2 \\ 1 & \underline{\mathrm{a}}^2 & \underline{\mathrm{a}} \end{bmatrix}}_{\mathbf{T}_{012}} \begin{bmatrix} 0 \\ \underline{\mathrm{a}}^2\underline{E}_{\mathrm{L1}} \\ \underline{\mathrm{a}}\underline{E}_{\mathrm{L1}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{3}\underline{E}_{\mathrm{L1}} \\ \frac{2}{3}\underline{E}_{\mathrm{L1}} \\ -\frac{1}{3}\underline{E}_{\mathrm{L1}} \end{bmatrix} \tag{1.3}$$

1.1.2 Berechnung der einpoligen Leiterunterbrechung im isolierten Drehstromnetz

Im Fall eines isolierten Drehstromnetzes ist kein Stromfluss über Erde $\underline{I}_{\mathrm{N,OS}} = \underline{I}_{\mathrm{L2}} + \underline{I}_{\mathrm{L3}} = 0$ gegeben, s. Abbildung 1.1d. Da nur eine Masche mit den Leitern L2 und L3 für einen Stromfluss vorhanden ist, gilt für den Strom im Leiter L2:

$$\underline{I}_{\mathrm{L2}} = -\underline{I}_{\mathrm{L3}} = \frac{\left(\underline{\mathrm{a}}^2 - \underline{\mathrm{a}}\right)\underline{E}_{\mathrm{L1}}}{\underline{Z}_{\mathrm{T,L2}} + \underline{Z}_{\mathrm{T,L3}} + \underline{Z}_{\mathrm{Q,L2}} + \underline{Z}_{\mathrm{Q,L3}}} \tag{1.4}$$

Bei der Voraussetzung $\underline{Z}_{\mathrm{T},Li} \gg \underline{Z}_{\mathrm{Q},Li}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T,L2}} = \underline{Z}_{\mathrm{T,L3}}$ beträgt der Strom $\underline{I}_{\mathrm{L2}} = -\mathrm{j}\frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \underline{I}_{\ell}$, wobei der Leerlaufstrom des Transformators als $\underline{I}_{\ell} = \underline{E}_{\mathrm{L1}}/\underline{Z}_{\mathrm{T,L1}}$ eingesetzt wird. Nach dem Prinzip des Spannungsteilers erreicht die Strangspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L2}}$, $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L3}}$ in den gesunden Leitern L2, L3:

$$\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L2}} = -\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L3}} = -\mathrm{j} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2}\underline{E}_{\mathrm{L1}} \tag{1.5}$$

Damit steigt die Verlagerungsspannung auf:

$$\underline{U}_{\mathrm{N,OS}} = \underline{\mathrm{a}}^2\underline{E}_{\mathrm{L1}} + \mathrm{j} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2}\underline{E}_{\mathrm{L1}} = -\frac{1}{2} \cdot \underline{E}_{\mathrm{L1}} \tag{1.6}$$

Anhand dieser Verlagerungsspannung und der Strangspannung $\underline{U}_{\mathrm{L1}}^{\mathrm{W}} = 0$ lässt sich die Spannung $\underline{U}_{\mathrm{F,L1}}$ an der Leiterunterbrechung ermitteln:

$$\underline{U}_{\mathrm{F,L1}} = \underline{E}_{\mathrm{L1}} - \underbrace{\underline{U}_{\mathrm{L1}}^{\mathrm{W}}}_{=0} - \underbrace{\underline{U}_{\mathrm{ZQ,L1}}}_{=0} - \underline{U}_{\mathrm{N,OS}} \tag{1.7a}$$

$$= \underline{E}_{\mathrm{L1}} + \frac{1}{2} \cdot \underline{E}_{\mathrm{L1}} \tag{1.7b}$$

$$= \frac{3}{2} \cdot \underline{E}_{\mathrm{L1}} \tag{1.7c}$$

In symmetrischen Komponenten resultiert die Strangspannung $\underline{U}_{\mathrm{OS},1}^{\mathrm{W}} = -\underline{U}_{\mathrm{OS},2}^{\mathrm{W}} = \frac{1}{2} \cdot \underline{E}_{\mathrm{L1}}$ und im Nullsystem $\underline{U}_{\mathrm{OS},0}^{\mathrm{W}} = 0$. Die Leiter-Erde-Spannung an den Transformatorklemmen $\underline{U}_{\mathrm{OS},012}$ unterscheidet sich von den Strangspannungen $\underline{U}_{\mathrm{OS},012}^{\mathrm{W}}$ um die Sternpunktverlagerung $\underline{U}_{\mathrm{N,OS}}$ nach Gleichung (1.8c):

$$\underline{U}_{\mathrm{OS},012}^{\mathrm{W}} = \mathbf{T}_{012} \cdot \underline{U}_{\mathrm{OS,L1L2L3}}^{\mathrm{W}} \tag{1.8a}$$

$$= \mathbf{T}_{012} \begin{bmatrix} 0 \\ -\mathrm{j} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} \underline{E}_{\mathrm{L1}} \\ \mathrm{j} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} \underline{E}_{\mathrm{L1}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{1}{2} \underline{E}_{\mathrm{L1}} \\ -\frac{1}{2} \underline{E}_{\mathrm{L1}} \end{bmatrix} \tag{1.8b}$$

$$\underline{U}_{\mathrm{OS},012} = \mathbf{T}_{012} \left(\underline{U}_{\mathrm{OS,L1L2L3}}^{\mathrm{W}} + \underline{U}_{\mathrm{N,OS}} \right) \tag{1.8c}$$

$$= \mathbf{T}_{012} \left(\begin{bmatrix} 0 \\ -\mathrm{j} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} \underline{E}_{\mathrm{L1}} \\ \mathrm{j} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} \underline{E}_{\mathrm{L1}} \end{bmatrix} - \frac{1}{2} \cdot \underline{E}_{\mathrm{L1}} \right) \tag{1.8d}$$

$$= \mathbf{T}_{012} \begin{bmatrix} -\frac{1}{2} \cdot \underline{E}_{\mathrm{L1}} \\ \left(-\mathrm{j} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} - \frac{1}{2} \right) \underline{E}_{\mathrm{L1}} \\ \left(\mathrm{j} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} - \frac{1}{2} \right) \underline{E}_{\mathrm{L1}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{2} \underline{E}_{\mathrm{L1}} \\ \frac{1}{2} \underline{E}_{\mathrm{L1}} \\ -\frac{1}{2} \underline{E}_{\mathrm{L1}} \end{bmatrix} \tag{1.8e}$$

Es stellt sich nun die Frage, ob die ermittelten Spannungsverhältnisse vom geometrischen Aufbau eines Drehstromtransformators unabhängig sind.

1.1.3 Vorfälle im Bereich konventioneller Kraftwerke

Die Praxis hat gezeigt, dass im Bereich der konventionellen Kraftwerke die oben ermittelten Spannungsverhältnisse bei einpoliger LU nicht auftreten. In der Literatur findet man einige Vorfälle, bei denen Leiterunterbrechungen von eingebauten Schutzsystemen nicht erkannt wurden. Aufgrund hoher Sicherheitsmaßnahmen sind solche Vorfälle besonders im Kernkraftwerksbereich ausführlich dokumentiert, da die Erkenntnisse für die spätere Sicherheitsüberprüfung baugleicher Kraftwerke relevant sind. Die folgende Auflistung beinhaltet einige Kraftwerke, bei denen eine einpolige Unterbrechung im Übertragungsnetz von der Schutztechnik unerkannt blieb:

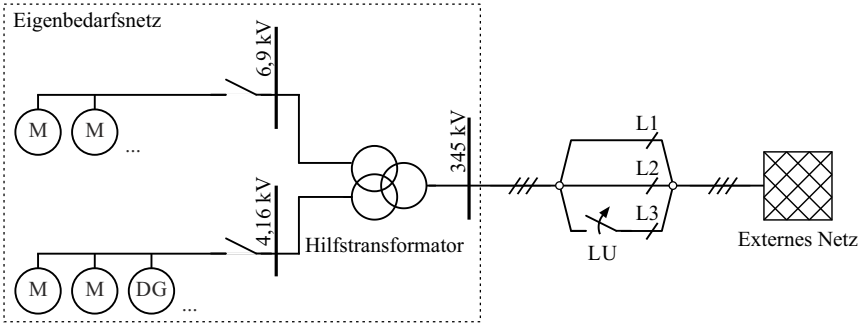


Abbildung 1.2: Reduzierter Ausschnitt des Eigenbedarfsnetzes im Kraftwerk Byron in den USA für eine unerkannte einpolige Unterbrechung in Leiter L3.

- Kraftwerk Oconee 3 in den USA (07.12.2015): Eine einpolige Unterbrechung wurde bei der Begehung entdeckt und ohne Schadensentstehung und Kraftwerkabschaltung behoben [84].

- Kraftwerk Dungeness B im Vereinigten Königreich (27.04.2014): Es trat eine einpolige Leiterunterbrechung an einer 400-kV-Schaltanlage aufgrund mangelhafter Kontaktverbindung auf. Infolgedessen wurden zufällige Lasten im Eigenbedarfsnetz vom Netz getrennt [85].

- Kraftwerk Forsmark 3 in Schweden (30.5.2013): Es kam zu einer zweipoligen Unterbrechung aufgrund eines menschlichen Fehlers am 400-kV-Leistungsschalter während der Kraftwerksrevision. Die auftretende Spannungsunsymmetrie führte einerseits dazu, dass einige Lasten im Eigenbedarfsnetz automatisch abgeschaltet wurden, andererseits einige für den Kraftwerksbetrieb kritische Lasten überhitzt wurden. Eine induzierte Spannung an den Sammelschienen verhinderte eine Auslösung des Unterspannungsschutzes [85].

- Kraftwerk Bruce in Kanada (22.12.2012): Es trat eine einpolige Leiterunterbrechung an der 230-kV-Freileitung auf. Infolgedessen schaltete eine Kühlwasserpumpe ab, welche zur Abschaltung des gesamten Kraftwerks führte [85].

- Kraftwerk Byron 1 und 2 in den USA (28.02. und 30.01.2012): Eine durch Schutz unerkannte einpolige Leiterunterbrechung, welche als Grundlage für weitere Untersuchungen weltweit diente. Es kam zur Reaktorschnellabschaltung bei voller Einspeiseleistung und zur thermischen Beschädigung zahlreicher Lasten im Eigenbedarfsnetz [86].

Im Folgenden wird das Ereignis im Kernkraftwerk Byron 2 kurz vorgestellt. In Abbildung 1.2 ist der betroffene Netzausschnitt vereinfacht dargestellt. Das Eigenbedarfsnetz mit starker motorischer Last wird mit dem externen Netz über einen Hilfstransformator gekoppelt. Folgendes Ereignis hat sich in Byron zugetragen: Ein Bruch des 345-kV-Unterhang-Porzellanisolators in Leiter L3 führte zur einpoligen Unterbrechung an der Netzseite des Transformators. Es kam zur Unterspannungsauslösung an zwei 6,9-kV-Sammelschienen und zur Reaktorschnellabschaltung

bei voller Einspeiseleistung. Im Nachhinein haben sich zahlreiche Lasten an den 4,16-kV- und 6,9-kV-Sammelschienen aufgrund der thermischen Belastung und des Überstromschutzkriteriums abgeschaltet. Aufgrund eines falschen Schutzkonzepts konnten die Notstromdieselgeneratoren ("DG" in Abbildung 1.2) nicht automatisch starten. Anschließend wurde ein manueller Eingriff bei der Systemführung durchgeführt.

Auf der einen Seite konnten der klassische Differenzialschutz sowie der im Sternpunkt dieses Hilfstransformators eingebaute Erdschlussschutz den Fehler nicht korrekt erfassen. Auf der anderen Seite konnten die im Eigenbedarf implementierten Schutzsysteme diese Fehlerart nicht korrekt erkennen und entsprechende Umschaltungen im Eigenbedarfsnetz nicht blockieren oder vornehmen. Die betroffenen Betriebsmittel haben sich aufgrund des Eigenschutzes vom Netz getrennt. Im Nachhinein wurde festgestellt, dass die Erkennung der Leiterunterbrechung in der Einspeisung des Hilfstransformators nicht bei der Schutzauslegung berücksichtigt wurde.

Als Reaktion auf den unerkannten Fehler wurden die Auswirkungen von Leiterunterbrechungen auf das Eigenbedarfsnetz bei konventionellen Kraftwerken mit einem hohen Anteil an motorischen Lasten untersucht. Im Rahmen einer Reihe technischer Berichte von EPRI (Electric Power Research Institute, Inc.) wurden fünf, für ein amerikanisches Drehstromnetz typische Schaltgruppen, untersucht. Ein Ziel war, die Vorfälle zu simulieren und gewonnene Erkenntnisse für eine vorhandene oder neue Schutzeinrichtung anzuwenden [87]–[90].

In dem technischen Bericht wird ein Standardmodell des n-Wicklungstransformators angewandt, welches die magnetische Kopplung zwischen einzelnen Schenkeln berücksichtigt [33]. Im Vordergrund der Studie standen die Ermittlung der Spannungsverhältnisse und die Bestimmung des transienten Verhaltens von Asynchronmotoren bei ein- und zweipoliger Leiterunterbrechung in der gleichen Netzkonfiguration, wie im beschriebenen Vorfall. Anschließend wurde ein passives Schutzkonzept für die Drehstromtransformatoren mit einer Überwachung des Erdstromes und ein aktives Schutzkonzept mit einer Stromeinprägung im Sternpunkt vorgeschlagen, um die Leiterunterbrechung korrekt zu erkennen [91]. Die vorgeschlagene Erkennung einer LU basiert auf der Beobachtung der für Transformatoren relevanten Harmonischen des Erdstromes. Somit sind die 1. und 3. Harmonische vor dem Fehlereintritt und zusätzlich die 5. und 7. Harmonische nach dem Fehlereintritt bedeutend für diese Erkennung einer LU.

Aus diesem technischen Bericht werden für diese Arbeit einige Erkenntnisse bezüglich der LU gewonnen. Auf der einen Seite sind der Kernaufbau sowie die Schaltgruppe des Transformators entscheidend für die Spannungsverhältnisse bei der einpoligen Leiterunterbrechung. Auf der anderen Seite korreliert die auftretende Spannungsunsymmetrie mit der Auslastung einzelner Schenkel. Für die motorischen Lasten, wie im besprochenen Vorfall, bedeutet die Leiterunterbrechung einen höheren Strom mit gleichzeitiger Senkung der Rotordrehzahl. Dadurch ergibt sich ein neuer Arbeitspunkt, welcher von der Spannungsunsymmetrie abhängig ist. Aus Sicht der Erkennung der LU hat sich die Bewertung des Stromes oder der Spannung in symmetrischen Komponenten als nicht ausreichend im technischen Bericht gezeigt.

Es ist anzumerken, dass im Bericht nicht genauer spezifiziert wird, ob für das untersuchte Transformatormodell eine entsprechende Sättigungskennlinie hinterlegt ist. Diese Eigenschaft des Transformators hat einen erheblichen Einfluss auf die Strom- und Spannungsverhältnisse. Aus diesem Grund wird diese Überlegung in dieser Arbeit weiterverfolgt.

1.2 Problemstellung

In einem Drehstromsystem können klassische Leiterunterbrechungen sowohl durch das Versagen des Leistungsschalters, als auch durch hochohmige Kurzschlüsse auftreten. Diese Art von Kurzschlüssen tritt dann auf, wenn keine metallische Verbindung an der Fehlerstelle vorhanden ist

und ein Leiter auf eine isolierende Ebene fällt, z. B. auf trockenen Sand oder Trockenschnee [34]. Durch eine hochohmige Fehlerimpedanz ist der Kurzschlussstrom begrenzt oder zu Null reduziert. Infolgedessen kann er nicht mithilfe des Überstromkriteriums erkannt und abgeschaltet werden.

Aktuelle Untersuchungen hinsichtlich Leiterunterbrechungen in konventionellen Kraftwerken fokussieren die Ermittlungen des Transformatorverhaltens sowie Rückwirkungen von Asynchronmotoren auf die Spannungsverhältnisse im Eigenbedarfsnetz. Im Allgemeinen werden zwei Schwerpunkte solcher Untersuchungen verfolgt. Erstens ist eine qualitative Beschreibung des transienten Verhaltens der angeschlossenen Betriebsmittel zu gewährleisten. Zweitens ist die Bestimmung der Schutzeinstellung für eine sichere Fehlererkennung notwendig.

Beide Untersuchungspunkte sind mit der geeigneten Modellierung des Drehstromtransformators für die Spannungsunsymmetrie mit der Beachtung der Datenbeschaffung und der Implementierung in Netzberechnungsprogramme verbunden. Das passende Transformatormodell muss die Effekte, die in den Vorfällen beobachtet werden, korrekt nachbilden. Dazu müssen die geomagnetische Abhängigkeit des magnetischen Kreises und die Lastabhängigkeit der Spannungsunsymmetrie im Modell berücksichtigt werden.

Mit einem geeigneten Transformatormodell ist somit eine Untersuchung für unsymmetrische Netzzustände durchaus möglich. Erst dann kann eine Ableitung der Fehlererkennung der LU im öffentlichen Versorgungsnetz mit einer Empfehlung der Auslösekriterien erfolgen. Für weitere Untersuchungsszenarien ist es von Interesse, inwieweit die Verteilnetze bis zu 110 kV durch diese Problematik betroffen sind. Eine vergleichbare Untersuchung im zukünftigen Verteilnetz mit hohem Anteil an Windenergieanlagen wurde bislang nach aktueller Literaturrecherche nicht durchgeführt.

Zielsetzung

Für öffentliche Verteilnetze muss geklärt werden, ob mit dem Kraftwerksbereich vergleichbare Schwierigkeiten bei der Erkennung der LU entstehen. Selbst bei korrekter Erkennung eines unzulässigen Betriebszustandes (keine Erkennung der LU), führen die üblichen Schutz- und Schaltkonzepte nicht immer zu den richtigen Entscheidungen. In dieser Arbeit werden die Spannungsverhältnisse am Netztransformator bei der Leiterunterbrechung in typischer Netztopologie im Verteilnetz ermittelt. Weiterhin wird eine Methode für die Erkennung einer Leiterunterbrechung ausgearbeitet.

Ferner ist die Frage zu beantworten, welche Bedeutung die magnetische Kopplung auf die Spannungsverhältnisse hat und wie sie sich in einer Ersatzschaltung des Transformators widerspiegelt. Um die physikalischen Effekte einer Spannungsunsymmetrie zu erklären, wird ein für unsymmetrische Netzzustände geeignetes Transformatormodell angewandt. Darüber hinaus muss die Transformatorimpedanz in Abhängigkeit von der Spannungsunsymmetrie ermittelt werden, um die spätere Analyse der Ergebnisse aus dem Verteilnetz zu ermöglichen.

Durch die Blindstromeinspeisung z. B. von Erzeugungsanlagen wird die Spannung in Netzknoten beeinflusst. Nach aktueller Vorschrift VDE-AR-N 4110 [16] müssen alle Erzeugungsanlagen am Mittelspannungsnetz einen Blindstrom bei einer Spannungsabweichung im Mit- und Gegensystem einspeisen. Im Vergleich zu bisherigen Betrachtungen ist eine gezielte Einspeisung im Mit- und Gegensystem eine wichtige Neuerung, welche eine Rückwirkung auf das Netz mit spannungsabhängigen Betriebsmitteln, wie den Transformator, ausübt.

1.3 Vorgehensweise

In Abbildung 1.3 wird die Vorgehensweise vorgestellt. Ausgehend von einem geeigneten Transformatormodell werden die Untersuchungen getrennt für die Modellierung des Drehstromtransforma-

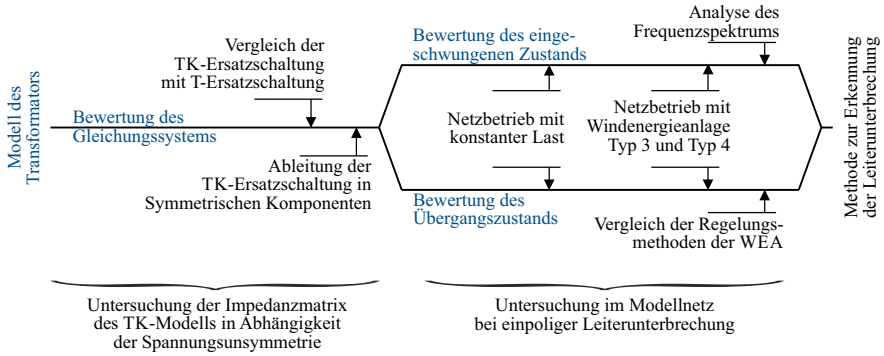


Abbildung 1.3: Vorgehensweise für die Untersuchung unsymmetrischer Netzzustände im Verteilnetz.

tors bei einer Spannungsunsymmetrie und für die Untersuchung eines Modellnetzes bei einpoliger LU durchgeführt.

Zunächst wird ein für unsymmetrische Netzzustände geeignetes Transformatormodell für Spannungsunsymmetrie im Vergleich zur Standardmodellierung als T-Ersatzschaltung qualitativ bewertet. Im weiteren Untersuchungsverlauf wird dann nur dieses Transformatormodell betrachtet. Es wird in der vorliegenden Arbeit als topologisch korrektes Modell (TK-Modell) bezeichnet. Entsprechend der Vorgehensweise für das Standardmodell wird das TK-Modell in symmetrische Komponenten transformiert und damit eine alternative Ersatzschaltung eines Drehstromtransformators zur T-Ersatzschaltung vorgestellt. Im Anschluss wird die Abhängigkeit der Transformatorimpedanz von der Spannungsunsymmetrie für das TK-Modell in Leitergrößen und in symmetrischen Komponenten ermittelt.

Im Folgenden wird das Verhalten eines Netztransformators in einem repräsentativen Modellnetz eines Verteilnetzes analysiert. Es wird von einem zentralen Energieversorgungssystem mit konstanten Lasten als Referenzszenario ausgegangen. Ferner wird ein Verteilnetz mit hohem Anteil Windenergieanlagen untersucht. Hinsichtlich der Modellierung der dezentralen Erzeugungsanlagen werden zwei Typen von Windenergieanlagen (WEA) berücksichtigt, welche einen großen Anteil der derzeit angeschlossenen Anlagen im Verteilnetz repräsentieren. Dazu gehören eine WEA mit doppeltgespeistem Asynchrongenerator (bezeichnet als WEA Typ 3) und eine WEA mit einem über Vollumrichter gespeisten Synchrongenerator (bezeichnet als WEA Typ 4).

Ein Hauptziel dieser Untersuchungen ist die Ermittlung der Leiter-Erde-Spannung an den Transformatorklemmen bei einer einpoligen Leiterunterbrechung. Außerdem werden die Einflüsse der Vektorregelung der WEA und die Auswirkungen im Frequenzspektrum im fehlerbehafteten Netzbetrieb untersucht. Die Ergebnisse sind für die Ableitung einer Methode zur Erkennung der LU notwendig.

Folgende drei Untersuchungspunkte, s. Abbildung 1.3, zeigen neue Erkenntnisse in Anbetracht der Modellierung des Drehstromtransformators und auf die Erkennung einer Leiterunterbrechung im Verteilnetz:

- Die Ableitung der Ersatzschaltung des TK-Modells gibt neue Informationen über die Nachbildung des Transformators in symmetrischen Komponenten und die Zusammensetzung der Koppelinduktivitäten im Fall einer Spannungsunsymmetrie.

- Im Netzbetrieb wird der Einfluss des Transformatoraufbaus und der Windenergieanlagen auf die Spannung in symmetrischen Komponenten während der LU untersucht. Es wird ermittelt, welcher Einfluss auf die Betriebsmittel bestehen und welche Gefahr für den Netzbetrieb auftritt. Anschließend werden die Kenngrößen zur Erkennung der LU abgeleitet.

- Anhand der Erkenntnisse aus der vorherigen Untersuchung wird eine Methode zur Erkennung der Leiterunterbrechung abgeleitet. Es wird eine neue Methode ("Deltaverfahren") theoretisch ausgearbeitet.

Aufbau der Arbeit

In Kapitel 2 wird auf die Bedeutung der Spannungssymmetrie für einen sicheren Netzbetrieb eingegangen. Des Weiteren wird eine in der Arbeit implementierte Methode zur Ermittlung der Spannungssymmetrie für den Netzbetrieb vorgestellt. Außerdem wird die Berechnung der einpoligen Leiterunterbrechung in symmetrischen Komponenten im Drehstromnetz durchgeführt.

Kapitel 3 geht auf die Grundlagen für das Modell des Drehstromtransformators ein, welches für Spannungsunsymmetrie geeignet ist. Es wird ein Modell in symmetrischen Komponenten abgeleitet und eine Ersatzschaltung vorgestellt. Zudem wird die Transformatorimpedanz in Abhängigkeit von der Spannungsunsymmetrie für das TK-Modell eingeführt. Am Ende wird eine Messung am Transformator mit einer Spannungsunsymmetrie mit Hilfe des Modells bewertet.

In Kapitel 4 wird das Modellnetz und seine Untersuchungsszenarien mit einer Leiterunterbrechung vorgestellt. Darüber hinaus wird auf die Modellierung der Windenergieanlage Typ 3 und Typ 4 eingegangen. In Kapitel 5 werden die Ergebnisse für einen eingeschwungenen Zustand und einen Übergangszustand bei einer Leiterunterbrechung bewertet. Anschließend wird in Kapitel 6 die Methode für die Erkennung der Leiterunterbrechung präsentiert. Im anschließenden Kapitel 7 wird ein Fazit aus der Untersuchung gezogen und ein Ausblick für weitere Forschungsarbeiten gegeben.

Der Appendix ist in drei Anhänge mit Abbildungen, Gleichungen und Tabellen gegliedert. Beim Verweis auf den Anhang werden die Buchstaben "A", "G" und "T" entsprechend der Gliederung verwendet.

2 Grundlagen der Spannungsunsymmetrie

Als Einleitung zu diesem Kapitel wird auf die Unsymmetrie im Drehstromnetz eingegangen. Es wird ein Überblick über die im Netz auftretenden Unsymmetrien und ihre typischen Ursachen verschafft. Weiterhin konzentriert sich die theoretische Beschreibung auf die Spannungsunsymmetrie mit ihrer Berechnung im Drehstromnetz.

Im nächsten Abschnitt 2.2 wird die Spannungsunsymmetrie im elektrischen Drehstromsystem mit Bezug auf die nationalen Vorschriften der Spannungsqualität definiert. Weiterhin werden die Grenzwerte der Spannungsunsymmetrie im öffentlichen Netz sowie die maximal zulässige Spannungsunsymmetrie für ausgewählte Betriebsmittel aufgelistet. Anhand von Messungen in Nieder- und Mittelspannungsnetzen wird ein Überblick über die gemessene Spannungsqualität exemplarisch für relevante Netzknoten gezeigt.

Darüber hinaus wird ein Überblick über die aus der Literatur bekannten Gefährdungen gegeben, die durch Spannungsunsymmetrien verursacht werden. Abschließend wird eine einpolige Leiterunterbrechung als Quelle einer Spannungsunsymmetrie an den Transformatorklemmen theoretisch berechnet.

Die Drehstromnetze der Mittel- bis Höchstspannung sind symmetrisch aufgebaut, sodass im symmetrischen Netzbetrieb keine Spannung $\underline{U}_{\mathrm{N}}$ und/oder kein Strom $\underline{I}_{\mathrm{N}}$ im Sternpunkt N des Netzes auftreten. In der Netztheorie unterscheidet man zwischen Symmetrie und Bisymmetrie eines Drehstromsystems [2]. Im Fall einer Symmetrie des Drehstromsystems ist die Summe der Spannungen und Ströme Null $\underline{U}_{\mathrm{L1}} + \underline{U}_{\mathrm{L2}} + \underline{U}_{\mathrm{L3}} = \sum \underline{U}_{\mathrm{L1L2L3}} = 0$ und $\sum \underline{I}_{\mathrm{L1L2L3}} = 0$ je Netzknoten, wenn der symmetrische Aufbau des Netzes $\underline{Z}_{\mathrm{L1}} = \underline{Z}_{\mathrm{L2}} = \underline{Z}_{\mathrm{L3}}$ vorausgesetzt wird. Wenn eine dieser Bedingungen erfüllt ist, befindet sich das Drehstromsystem in einer Bisymmetrie.

Anhand dieser Definition und der Analogie zum Ohm'schen Gesetz können drei Typen der Unsymmetrie in einem eingeschwungenen Netzzustand definiert werden. Daher unterscheidet man die Spannungs-, Strom- und Impedanzunsymmetrie, welche nach eigener Darstellung in Abbildung 2.1 drei Typen der Netzunsymmetrie (unsymmetrischer eingeschwungener Netzzustand) bilden. Bei der Gliederung der Ursachen wird davon ausgegangen, dass nur eine Ursache der Unsymmetrie im Netz auftritt. Bei den realen Bedingungen beeinflussen sich alle Unsymmetrietypen untereinander, sodass mindestens zwei Typen der Unsymmetrie auftreten müssen und das System sich in einer Bisymmetrie befindet.

Die Spannungsunsymmetrie wird grundsätzlich durch das öffentliche externe Netz geprägt. Im fehlerfreien Betrieb wird sie durch die Rückwirkung von allen angeschlossenen Anlagen bestimmt. Um einen störungsfreien und effizienten Betrieb der angeschlossenen Anlagen zu ermöglichen, wird die Spannungsunsymmetrie gemessen und ihre Merkmale mit den in der Gesetzgebung vorgegebenen Grenzen verglichen. Weiterhin können unsymmetrische Netzfehler die Spannung im Netz beeinträchtigen und kurzzeitig höhere Spannungsunsymmetrien hervorrufen. Besonders im isolierten oder kompensierten Netz können unsymmetrische Fehler die Leiter-Erde-Spannung im fehlerfreien Leiter bis zum maximalen Wert der Nennspannung erhöhen.

Die Stromunsymmetrie ist auf einen Fehler im Netz oder eine ungleichmäßige Auslastung der Leiter zurückzuführen. Die Auslastung kann auch infolge einer Rückwirkung von diversen Verbrauchern in Form von höheren Harmonischen zusätzlich beeinflusst werden. Hierfür sind die Anlagenhersteller gesetzlich verpflichtet, die Stromunsymmetrie und Harmonische des Stromes in vorgegebenen Grenzen zu halten. Eine Harmonische h ist eine zusätzliche Schwingung zu einer sinusförmigen Grundschwingung mit einer Frequenz $f_h = f_1 h$, wobei die Harmonische h eine Ganzzahlige ist und f_1 die Frequenz der Grundschwingung darstellt. In der Arbeit beträgt die Nennfrequenz des Drehstromnetzes $f_1 = f_{\mathrm{n}} = 50\,\mathrm{Hz}$.

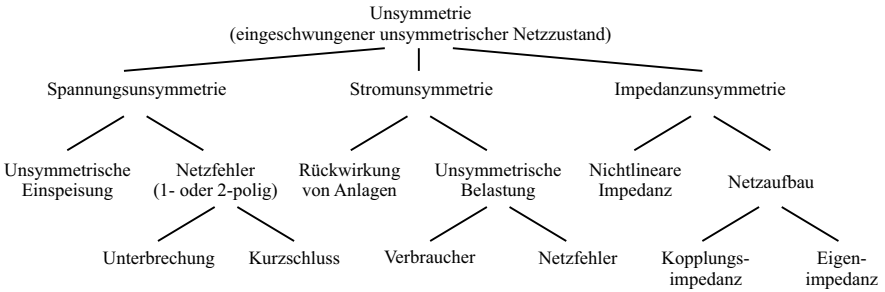


Abbildung 2.1: Gliederung der Ursachen von Unsymmetrien in drei Gruppen.

Die Impedanzunsymmetrie ist durch die Netztopologie bei der Energieübertragung und Energieverteilung beeinflusst. Sie ist als eine Impedanz vom Erzeuger bis einschließlich Verbraucher zu verstehen. Trotz gefordertem symmetrischen Aufbau der Drehstromnetze sind einige Impedanzsymmetrien durch physikalische Effekte begrenzt, wie z. B. drei unterschiedliche geometrisch bedingte Erdkapazitäten einer Freileitung oder durch ein Hystereseverhalten des magnetisches Materials.

2.1 Berechnung der Spannungsunsymmetrie

Die Unsymmetrie des Drehstromsystems wird mit der Theorie der symmetrischen Komponenten ausgewertet. Der Spaltenvektor der Mit-, Gegen- und Nullsystemspannung in symmetrischen Komponenten $\underline{U}_{012} = \left[\begin{array}{ccc} \underline{U}_0 & \underline{U}_1 & \underline{U}_2 \end{array} \right]$ kann anhand des Spaltenvektors der komplexen Leitergrößen $\underline{U}_{\mathrm{L1L2L3}} = \left[\begin{array}{ccc} \underline{U}_{\mathrm{L1}} & \underline{U}_{\mathrm{L2}} & \underline{U}_{\mathrm{L3}} \end{array} \right]$ nach Gleichung (2.1) mit einer Transformationsmatrix $\mathbf{T}_{012}$ ermittelt werden. Somit kann eine beliebige dreiphasige Leiter-Erde-Spannung in symmetrische Komponenten zerlegt werden [3].

$$\underline{U}_{012} = \mathbf{T}_{012} \cdot \underline{U}_{\mathrm{L1L2L3}} \tag{2.1}$$

Das Betragsverhältnis des Gegensystems $\left|\underline{U}_2\right|$ zum Mitsystem $\left|\underline{U}_1\right|$ definiert die Spannungsunsymmetrie k_{U2} nach Norm EN 50160 [17], s. Gleichung (2.2). Im technischen Gebrauch sind auch andere Methoden bekannt [35], [36]. Sie basieren entweder auf den drei Leiter-Leiter-Spannungen $\left[\begin{array}{ccc} \underline{U}_{\mathrm{L1L2}} & \underline{U}_{\mathrm{L2L3}} & \underline{U}_{\mathrm{L3L1}} \end{array} \right]$ oder auf der Abweichung zwischen dem gemessenen Wert und dem Durchschnittswert der Leiter-Erde-Spannungen. Da dafür keine Bestimmung der komplexen Größen benötigt wird, weicht der berechnete Wert vom theoretischen Wert der symmetrischen Komponenten ab. Diese Abweichung vom theoretischen Wert ist somit mit einem Berechnungsfehler belastet, welcher unter anderen von der Nullsystemspannung und dem Phasenwinkel der Gegensystemspannung abhängig ist [35], [37].

$$k_{\mathrm{U2}} = \frac{\left|\underline{U}_2\right|}{\left|\underline{U}_1\right|} \tag{2.2}$$

Die Spannungsunsymmetrie k_{U2} kann einen Wert zwischen 0 und 1 annehmen und ist von den Phasenwinkeln der Spannung $\arg \underline{U}_1$ und $\arg \underline{U}_2$ unabhängig. Im eingeschwungenen Zustand des Drehstromsystems gilt für die Leiter-Erde-Spannung $\left|\underline{U}_1\right| \geq \left|\underline{U}_2\right|$.

Für die Spannungsänderung im Nullsystem wird ein Faktor k_{U0} verwendet, welcher als Betragsverhältnis der Nullsystemspannung $\left|\underline{U}_0\right|$ zur Mitsystemspannung $\left|\underline{U}_1\right|$ definiert wird:

$$k_{U0} = \frac{\left|\underline{U}_0\right|}{\left|\underline{U}_1\right|} \tag{2.3}$$

Um die Spannungsunsymmetrie zu bestimmen, müssen zunächst die komplexen Leitergrößen ermittelt werden. Anhand der Augenblickswerte dreier sinusförmiger Leiter-Erde-Spannungen $u_{Li}(t) = \hat{u}_{Li} \sin(\omega_n t + \varphi_{U,Li})$ und ihrer entsprechenden Phasenwinkel $\varphi_{U,Li}$, werden die komplexen Leiter-Erde-Spannungen $\underline{U}_{Li}(t) = U_{Li} e^{j\varphi_{U,Li}} e^{j\omega t}$ ermittelt.

Um eine komplexe Spannung zu ermitteln, müssen der Betrag und der Phasenwinkel der einzelnen Leiter-Erde-Spannungen bekannt sein. Der Betrag lässt sich einfach aus der Leiter-Erde-Spannung bestimmen. Die Phasenlage dieser Spannung wird mithilfe einer Phasenregelschleife (PLL-Einheit) je Leiter ermittelt. In der typischen Anwendung wird eine Phasenregelschleife mit einem synchron rotierenden Koordinatensystem verwendet [38]–[40]. In einer Standardstruktur einer PLL ist ein Antialiasing-Filter vor der Clarke-Transformation und ein Integrator zweiten Grades eingebaut [41]. Das PID-Glied regelt die Abweichung des Mittelwerts des Eingangssignals $\overline{u}(\varphi_{calc})$ nach. Bei einer Abweichung von Null entspricht der Ausgangswert des PID-Glieds dem real gemessenen Phasenwinkel $\varphi_{U,L1} = \varphi_{calc}$.

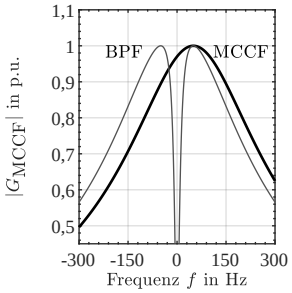
Je nach Qualität des gemessenen Signals ist zu entscheiden, ob das Ausgangssignal die Oberschwingungen berücksichtigen soll, und mit welcher Zeitverzögerung die Phasenlage ermittelt wird. Dafür sind Methoden, wie die Fourier-Analyse oder Bandpassfilter, einzusetzen. In dieser Untersuchung wird ein komplexes Bandpassfilter angewendet. Einerseits bietet diese Methode eine schnelle Ermittlung der symmetrischen Komponenten bei transienter Simulation. Andererseits können die symmetrischen Komponenten nicht nur für die Grundschwingung mit der Frequenz von $f_n = 50\,\mathrm{Hz}$ ermittelt werden, sondern für jede beliebige sinusförmige Schwingung im Netz.

2.1.1 Darstellung der Leiter-Erde-Spannung im Mit- und Gegensystem

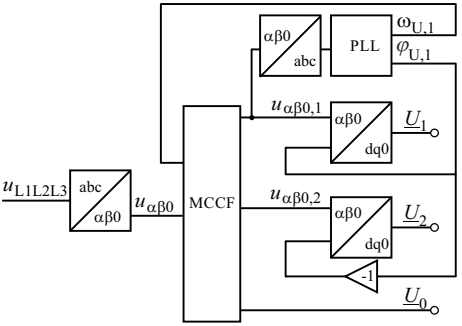
Mithilfe des realen Bandpassfilters wird ein Signal mit der Kreisfrequenz ω_n aus dem Eingangssignal extrahiert. Für das reale Bandpassfilter zweiter Ordnung gilt eine Übertragungsfunktion $\underline{G}_{BPF}(s)$ nach Gleichung (2.4a). Um das Mit- und Gegensystem aus einem Eingangssignal zu extrahieren, wird das komplexe Bandpassfilter angewendet. Hierfür wird ein MCCF-Filter (eng. Multi Complex Coefficient Filter) nach Gleichung (2.4b) angewandt [42], [43]. Das Bandpassfilter kann sowohl die symmetrische Komponente der Grundschwingung $h = 1$ als auch jede beliebige Harmonische h der Grundschwingung aus dem Eingangssignal separat extrahieren:

$$\underline{G}_{BPF}(s) = \frac{s\frac{\omega_C}{\omega_n^2}}{1 + s\frac{\omega_C}{\omega_n^2} + s^2\frac{1}{\omega_n^2}} \tag{2.4a}$$

$$\underline{G}_{MCCF}(s) = \frac{\omega_C}{s - jh\omega_n + \omega_C} \tag{2.4b}$$



(a) Betrag der Funktionen $\underline{G}_{\mathrm{MCCF}}(s)$ und $\underline{G}_{\mathrm{BPF}}(s)$ in Abhängigkeit der Frequenz f für $f_{\mathrm{n}} = 50\,\mathrm{Hz}$.



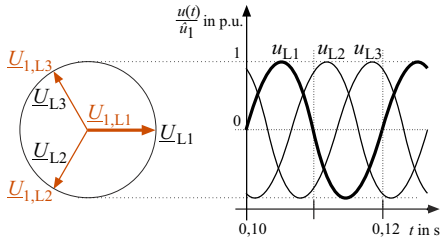
(b) Blockschaltbild zur Ermittlung der Spannungen $\underline{U}_{012}$.

Abbildung 2.2: Anwendung des komplexen Bandpassfilters (MCCF) mit der Phasenregelschleife (PLL) zur Ermittlung der Spannungen in symmetrischen Komponenten.

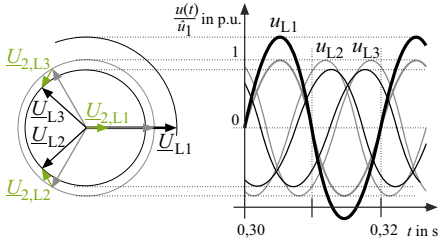
Um die Mitsystemspannung mit einer Grundschwingung zu extrahieren, wird eine Kreisfrequenz von $\omega_{\mathrm{n}} = 2\pi f_{\mathrm{n}}$ mit einer Grenzkreisfrequenz von $\omega_{\mathrm{C}} = 2\omega_{\mathrm{n}}$ und $h = 1$ eingesetzt. In Abbildung 2.2a ist der Betrag der Übertragungsfunktion $|\underline{G}_{\mathrm{MCCF}}(s)|$ in Abhängigkeit der Frequenz dargestellt. Im Vergleich zu einem realen Bandpassfilter ("BPF" in Abbildung 2.2a), das keine Polarität der Frequenzen unterscheidet [42], wird hier zwischen positiven und negativen Frequenzen unterschieden. Eine negative Frequenz entspricht einer negativen Amplitude der Gegensystemspannung mit der Leiterabfolge wie im Mitsystem. Ein Nachteil bei der Anwendung dieser MCCF-Filter besteht darin, dass Mit- und Gegensystemsignal nicht entkoppelt sind. Das spiegelt sich besonders im Übergangszustand wieder, wenn ein neuer Betrag und Phasenwinkel bestimmt wird, s. nächster Abschnitt.

Die praktische Vorgehensweise zur Bestimmung der symmetrischen Komponenten aus drei Leiter-Erde-Spannungen u_{L1L2L3} ist in Abbildung 2.2b dargestellt. Zuerst werden die Drehstromgrößen in $\alpha\beta0$-Komponenten mithilfe der Clarke-Transformation transformiert. Weiterhin teilt das MCCF-Filter die Spannung auf Mit- und Gegensystem $u_{\alpha\beta0,1}$ und $u_{\alpha\beta0,2}$ auf. Die beiden Spannungen werden weiter über $\alpha\beta0$-Komponenten repräsentiert. Im nächsten Schritt werden die dq0-Komponenten der Park-Transformation $\mathbf{T}_{\mathrm{dq0}}$ berechnet. Die komplexen Spannungen $\underline{U}_1$ und $\underline{U}_2$ werden anhand dieser dq0-Komponenten bestimmt, unter Beachtung, dass die d- und q-Achse um 90° zueinander verschoben sind. So gilt im eingeschwungenen Zustand $\underline{U}_1 = U_{\mathrm{d,1}} + \mathrm{j}U_{\mathrm{q,1}} = \left|U_{\alpha,1} + \mathrm{j}U_{\beta,1}\right| \mathrm{e}^{-\mathrm{j}\varphi_{\mathrm{U,1}}}$ und $\underline{U}_2 = -U_{\mathrm{d,2}} + \mathrm{j}U_{\mathrm{q,2}} = \left|U_{\alpha,2} + \mathrm{j}U_{\beta,2}\right| \mathrm{e}^{-\mathrm{j}\varphi_{\mathrm{U,2}}}$. Die Nullsystemspannung wird gleich in symmetrischen Komponenten, $\alpha\beta0$- und dq0-Komponenten ermittelt und wird aus der Summe aller drei Leiter-Erde-Spannungen $\underline{U}_0 = \sum_i \underline{U}_{\mathrm{L}i}$ berechnet.

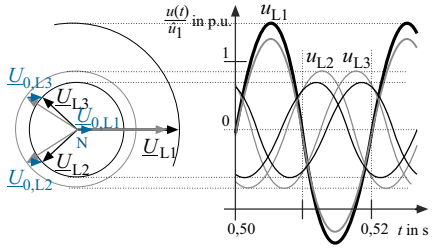
Die für die Park-Transformation benötigten Phasenwinkel φ_1 und $\varphi_2 = -\varphi_1$ werden mithilfe der Phasenregelschleife aus dem Mitsystemsignal $U_{\alpha\beta0,1}$ nach der Rücktransformation in Leitergrößen ermittelt. Für den Strom als Eingangsgröße wird der Phasenwinkel der Spannung herangezogen.



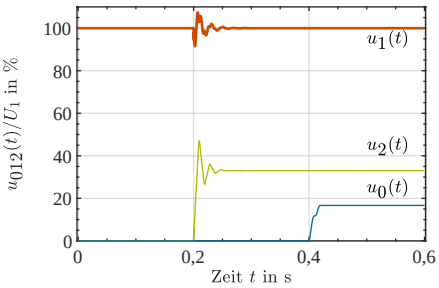
(a) Symmetrisches Drehstromsystem mit Mitsystemspannung $\underline{U}_1 = 1\,\text{p.u.}$ und Leiter-Erde-Spannungen zum Zeitpunkt $t = 0{,}1\,\text{s}$



(b) Einfluss einer Gegensystemspannung $\underline{U}_2 = \underline{U}_1/3$ auf die Leiter-Erde-Spannungen zum Zeitpunkt $t = 0{,}3\,\text{s}$.



(c) Einfluss einer Nullsystemspannung $\underline{U}_0 = \underline{U}_1/6$ auf die Leiter-Erde-Spannungen zum Zeitpunkt $t = 0{,}5\,\text{s}$.



(d) Ermittlung der symmetrischen Komponenten mithilfe des umgesetzten MCCF-Filters, Spannungssprünge $\underline{U}_2$ und $\underline{U}_0$ zum Zeitpunkt 0,2 s und 0,4 s.

Abbildung 2.3: Einfluss der Gegen- und Nullsystemspannung auf die Amplitude und die Phasenlage einzelner Spannungszeiger $\underline{U}_{\text{L1L2L3}}$.
a) Symmetrisches Drehstromsystem mit symmetrischer Leiter-Erde-Spannung
b) und c) Einfluss der Spannung $\underline{U}_2$ und $\underline{U}_0$ auf die Leiter-Erde-Spannung
d) Zeitlicher Verlauf der Spannungen U_{012} für Sprung in Spannung U_2 und U_0

Dadurch lässt sich die Phasenverschiebung zwischen der Leiter-Erde-Spannung $\underline{U}_{\text{L}i}$ und dem Strom $\underline{I}_{\text{L}i}$ bestimmen.

2.1.2 Auswirkungen der Spannungsunsymmetrie auf Leiter-Erde-Spannungen

Im symmetrischen Drehstromsystem haben die drei Leiter-Erde-Spannungen gleiche Amplituden und sind um 120° zueinander verschoben, s. Abbildung 2.3a. In diesem symmetrischen Fall ist nur die Mitsystemspannung vorhanden und ihr Zeiger $\underline{U}_1$ entspricht dem Spannungszeiger des Leiters L1 $\underline{U}_{\text{L1}}$. Wenn sich zusätzlich eine Gegensystemspannung im Netz ausbreitet, ändern sich nicht nur die Amplituden der Leiter-Erde-Spannungen, sondern auch die Phasenverschiebungen zwischen den Leitern. Mit der Annahme $\arg \underline{U}_1 = \arg \underline{U}_2$ steigt die Phasenwinkeldifferenz zwischen den

Leitern L1-L2 sowie L1-L3. Dies hat eine direkte Auswirkung auf den zeitlichen Verlauf der drei Leiter-Erde-Spannungen, s. Abbildung 2.3b.

Die Nullsystemspannung bewirkt eine Verlagerung des Sternpunktes N um den Vektor $\underline{U}_0$, was im Leitersystem wiederum zu Amplituden und Winkeländerungen führt, s. Abbildung 2.3c. Um eine Phasenverschiebung von 120° (entspricht der Phasenverschiebung im symmetrischen Zustand) zwischen den einzelnen Leitern zu erhalten, muss die Nullsystemspannung $\underline{U}_0 = \underline{U}_2$ betragen.

Zusammenfassend wirkt sich eine Spannung im Gegen- und Nullsystem auf Amplitude und Phasenwinkel der Leiter-Erde-Spannungen aus. Eine Erkennung der symmetrischen Komponenten mithilfe von Bandpassfiltern ist in Abbildung 2.3d dargestellt. Zum Zeitpunkt $t = 0{,}2\,\mathrm{s}$ und $t = 0{,}4\,\mathrm{s}$ wird jeweils eine Spannung im Gegen- und Nullsystem zugeschaltet. Das Filter erkennt die Unsymmetrie korrekt. Beim Anstieg der Gegensystemspannung ist eine gedämpfte Schwingung durch eine unausgeglichene Phasenregelschleife erkennbar.

2.2 Spannungsunsymmetrie im elektrischen Drehstromsystem

Die Spannungsunsymmetrie gehört zu den Parametern, welche die Spannungsqualität des Drehstromsystems beschreibt. Ihre Merkmale mit den maximal zulässigen Werten je nach Spannungsebene werden über Vorschriften wie z. B. EN 50160 [17] bestimmt. Die Höhe einer Spannungsunsymmetrie ist sowohl von der sinusförmigen Grundschwingung der Spannung als auch von den Oberschwingungen abhängig [44].

Gemäß EN 50160 [17] wird für die überwiegende Betriebszeit (95 % des Jahres), die Versorgungsspannung im öffentlichen Versorgungsnetz symmetrisch vorausgesetzt. Hierfür wird eine Spannungsunsymmetrie kleiner als 2 % innerhalb dieses 95-prozentigen Zeitbereiches vorausgesetzt. Der Zweck der Begrenzung der Spannungsunsymmetrie ist, nach allgemeiner Aussage gültiger Vorschriften z. B. VDE 0530-1 [18], die Vermeidung unzulässiger Temperaturanstiege und thermischer Zerstörungen elektrischer Anlagen. Für die Einhaltung der Grenzwerte im öffentlichen Netz (bis zur Übergabestelle zum Verbraucher) sind Übertragungs- und Verteilnetzbetreiber verantwortlich.

Die Spannungsunsymmetrie wird zusätzlich durch die Rückwirkung von Verbrauchern, insbesondere von Geräten mit leistungselektronischen Komponenten, wie z. B. einpolige Gleichrichter, stark beeinflusst. Im Gegensatz zur Spannungsqualität im öffentlichen Netz sind die Anlagenhersteller für die Rückwirkung ihrer Anlagen verantwortlich. Meist werden in diesem Fall die maximal zulässigen Merkmale des Stromes statt der Spannung, beispielsweise nach der Normenreihe IEC 61000, definiert.

Bei der Auslegung rotierender Maschinen geht man von einer symmetrischen Versorgungsspannung aus, für welche die Gegen- und Nullsystemspannung den zweiprozentigen Anteil des Mitsystems nicht überschreiten, s. VDE 0113-1 [19]. Bei dem Betrieb elektrischer Maschinen werden Annahmen nach VDE 0530-1 [18] bezüglich der erlaubten Spannungsunsymmetrie an den Anschlussklemmen getroffen. Die Werte variieren je nach Art der Maschine und auftretender Dauer der Unsymmetrie. Parallel dazu sind die Grenzwerte für das Nullsystem festgelegt. Die entnommenen Grenzwerte nach VDE 0530-1 [18] für elektrische Maschinen sind wie folgt:

- Asynchronmotor: $U_2/U_1 < 1\,\%$ im Dauerbetrieb (1,5 % kurzzeitig) und für die Nullsystemspannung $U_0/U_1 < 1\,\%$
- Asynchrongenerator: $I_2/I_1 < 5\,\%$ und $I_0/I_1 < 5\,\%$
- Synchronmotor (Schenkelpolmaschine): $I_2/I_\mathrm{r} < 10\,\%$ oder $< 8\,\%$ bei direkter Leiterkühlung, im Fehlerfall wird die Energie begrenzt $(I_2/I_\mathrm{r})^2 t < 20\,\mathrm{s}$ bzw. $< 15\,\mathrm{s}$

- Synchrongenerator (Schenkelpolmaschine): $I_2/I_r < 8\,\%$ oder $< 5\,\%$ bei direkter Leiterkühlung, im Fehlerfall wird die Energie begrenzt $(I_2/I_r)^2 t < 20\,\mathrm{s}$ bzw. $< 15\,\mathrm{s}$

- Luftgekühlte Vollpolsynchronmaschine: $I_2/I_r < 10\,\%$, im Fehlerfall wird die Energie begrenzt $(I_2/I_r)^2 t < 15\,\mathrm{s}$

Der Vergleich zeigt deutlich, dass die rotierenden Maschinen nicht für den Dauerbetrieb mit höherer Spannungsunsymmetrie ausgelegt sind. Im Fall einer dauerhaften Spannungsunsymmetrie sollen die Anlagen geschützt sein, um eine thermische Überlastung zu vermeiden. Nach Empfehlung der IEEE für Eigenbedarfsnetze [44] soll z. B. eine Reduzierung der Motorauslastung ab einer Spannungsunsymmetrie von 1 % eingeleitet werden. Um rotierende Maschinen gegen eine unsymmetrische Auslastung, d.h. gegen ein unsymmetrisch rotierendes Magnetfeld, zu schützen, soll ein unsymmetrischer Strom lokal kompensiert oder im Notfall durch Schutzfunktionen abgeschaltet werden.

Für die Auslegung der Windenergieanlagen wird die maximale Spannungsunsymmetrie am Anschlusspunkt zum öffentlichen Netz von 2 % nach IEC 61400-1 [20] angenommen, welche dem Wert (10-Minuten-Mittelwert) in EN 50160 [17] entspricht. Die nach aktuellen Vorschriften angeschlossenen Windenergieanlagen können positiv zur Spannungssymmetrie am Netzanschlusspunkt im fehlerfreien Netzbetrieb beitragen [16], [21]. Darüber hinaus sollen die Anlagen im unsymmetrischen Fehlerfall durch eine Stromeinspeisung im Mit- und Gegensystem die Spannung am Netzanschlusspunkt so beeinflussen, dass keine Überspannungen in den Leitern auftreten.

Bei der Auslegung des Drehstromtransformators geht man von der angenäherten Symmetrie der angelegten Spannung aus [15]. Ein Auslegungsziel ist eine gleichmäßige Auslastung aller Schenkel unter Einhaltung thermischer Grenzen. Der Transformator gehört zu den wenigen Betriebsmitteln, die eine hohe Strombelastung mit begrenzter Zeitdauer nach IEC 60905 [22] vertragen. Aus diesem Grund gelten die Spannungen $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L1L2L3}}$ und die Sternpunktbelastbarkeit I_{N} als kritische Größe im Vergleich zu den Leiterströmen $\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L1L2L3}}$.

Die Netzunsymmetrie, genauer gesagt die dadurch vorhandenen Komponenten im Gegen- und Nullsystem, haben erheblichen Einfluss auf die Betriebsmittel. Wie die im vorherigen Kapitel behandelten Vorfälle in Kernkraftwerken gezeigt haben, ist eine sichere Erkennung von Leiterunterbrechungen (unsymmetrischer Längsfehler) nicht immer gewährleistet. Die Folgen des nicht funktionierenden Schutzsystems bei Leiterunterbrechung sind schwer im Voraus abzuschätzen. Sie können zur thermischen Zerstörung der elektrischen Maschinen führen. In der Auflistung der Gefährdungen werden die Synchronmaschinen nicht betrachtet, da sie in dieser Arbeit nicht bewertet werden.

Bei der Betrachtung der elektrischen Asynchronmaschine wirkt die Spannung im Gegensystem negativ auf das Drehfeld. Dadurch sinkt das Drehmoment einer elektrischen Maschine, was in Konsequenz zur Abbremsung und Erhöhung der Ströme führt, welche eine Leistungsschwankung im Netz hervorrufen. Als Folge konstanter mechanischer Leistung wird die Maschine thermisch stärker beansprucht, was eine direkte Auswirkung auf die Lebensdauer hat. Im kritischen Fall kann es zu einer flächendeckenden Beanspruchung oder Beschädigung der Maschinen, z. B. in einem Eigenbedarfsnetz oder einem Windparknetz, führen. Das Maschinenverhalten lässt sich auf den schlupfabhängigen Rotorwiderstand der Asynchronmaschine R_{R} und auf die Ersatzschaltschaltung der Maschine zurückführen. Im Mit- und Gegensystem beträgt der Rotorwiderstand $R'_{\mathrm{R},1}(s) = R_{\mathrm{R}}/s$ bzw. $R'_{\mathrm{R},2}(s) = R_{\mathrm{R}}/(2-s)$ entsprechend [44]–[47].

Im Transformator induziert die Spannung im Gegensystem einen magnetischen Gegenfluss im Transformatorkern, der zur Änderung des Gesamtflusses beiträgt, welcher von der Sternpunkterdung und der Schaltgruppe abhängig ist. Durch höhere Auslastung und Sättigung einzelner

Schenkel wird die übertragene Leistung begrenzt und der Transformator zusätzlich erwärmt. In Folge eines Flussungleichgewichts ist eine Sternpunktverlagerung und Sternpunktbelastung durch den Ausgleichsstrom möglich. [44]

Die Folgen der auftretenden Gegensystemspannung sind für einen Umrichter schwer zu beurteilen, da das Verhalten aktiv durch Regelung und Filterungsmethoden beeinflusst wird. Je nach Regelungsstrategie sind diverse negative Einflüsse von der Gegensystemspannung zu erwarten, z. B. können die PLL-basierten Anlagen falsche Frequenzen und Phasenwinkel ermitteln. Eine falsche Regelung kann zur Erhöhung der Leiter-Erde-Spannung über den maximal erlaubten Wert z. B. beim Einsatz des FRT-Verfahrens führen, was nach VDE-AR-N 4110 [16] unzulässig ist. Die Regelungsstrategien können den Netzanschlussregeln der jeweiligen Anlage entnommen werden. Eine allgemeine Erkenntnis ist ohne Kenntnisse der Regelungsfunktionen nicht möglich.

2.3 Messung der Spannungsunsymmetrie im elektrischen Netz

In diesem Kapitel werden Ergebnisse zweier exemplarischer Messungen im städtischen Nieder- und Mittelspannungsnetz präsentiert. Das Ziel ist die Bewertung der Spannungsqualität in den zwei Netzebenen, um eine Vorstellung einer Spannungsqualität im realen Netz zu gewinnen. Dafür werden die Spannungsunsymmetrie k_{U2} und der Spannungspegel der markanten Harmonischen[1] ermittelt und verglichen. Es werden jeweils zwei Messpunkte (erster am Netzanschlussknoten und zweiter am Lastknoten) gemessen und bewertet.

Die erste zweitägige Messung wird im Niederspannungsnetz am Campus Lichtwiese der TU Darmstadt im Sommer 2015 durchgeführt. Dafür wird ein energieeffizientes und in nachhaltiger Technologie gebautes Haus am Campus Lichtwiese (surPLUShome [92]) gewählt. Die Hauslast wird von einem Niederspannungstransformator eingespeist. Um die Hauslast zu variieren, werden unterschiedliche Elektrofahrzeuge mit ein- und dreiphasigen Batteriegleichrichtern geladen. Es werden zwei Messpunkte auf der Niederspannungsseite des NS-Transformators (genannt “0,4-kV-Netzknoten” in Tabelle 2.1) und an der Ladesäule eines Elektrofahrzeuges (genannt “0,4-kV-Lastknoten” in Tabelle 2.1) betrachtet [48]. Die Messung wird für die Zeitdauer des Ladevorgangs durchgeführt.

[1] Der Begriff “markante Harmonischen” umfasst in dieser Arbeit die drei Harmonischen $h = 3, 5$ und 7.

Tabelle 2.1: Messungen der Spannungsqualität am Campus Lichtwiese der TU Darmstadt in den Jahren 2015 und 2017.

Parameter	Grenzwert [a]	20-kV-Netzknoten	6-kV-Lastknoten	0,4-kV-Netzknoten[b]	0,4-kV-Lastknoten[b]
	in %	(2017)	(2017)	(2015)	(2015)
$\overline{k}_{U2}$ in %	2,0	0,14	0,20	1,76	1,80
$k_{U2,max}$ in %	2,0	0,28	0,36	1,80	2,80
$U_{3,max}$ in %	5,0	0,40	0,34	0,20	0,20
$U_{5,max}$ in %	6,0	2,54	1,51	0,73	0,67
$U_{7,max}$ in %	5,0	1,34	0,94	0,99	0,76

[a] Nach EN 50160 [17]
[b] Während des Ladevorgangs

Außerdem wird eine Messung am Campus Lichtwiese der TU Darmstadt im Jahr 2017 durchgeführt [49]. Es werden insgesamt 15 Messpunkte in der 6-kV- und 20-kV-Netzebene gewählt. Über die Messzeit befindet sich das Netz im Normalbetrieb. Innerhalb einer elftägigen Messung wird die Spannungsqualität an jedem Messpunkt alle 5 Sekunden ermittelt. Zur weiteren Auswertung werden zwei Messpunkte in dieser Arbeit näher betrachtet, welche elektrisch weit voneinander entfernt sind und unterschiedliche Knotentypen darstellen. Der erste Messpunkt befindet sich am Einspeisekabel des örtlichem Netzbetreibers mit der Netznennspannung von 20 kV (genannt "20-kV-Netzknoten" in Tabelle 2.1). Der zweite Messpunkt liegt am Kabelabzweig zum Entsorgungs- und Wertstoffzentrum der TU Darmstadt mit einem Anschluss an die 6-kV-Schaltanlage (genannt "6-kV-Lastknoten" in Tabelle 2.1).

Beobachtungen

Die Ergebnisse der beiden Messungen sind in Tabelle 2.1 aufgelistet. Die Tabelle beinhaltet die Werte der Spannungsunsymmetrie als einen Mittelwert über die gesamte Messdauer $\overline{k}_{\mathrm{U2}}$ und als ein maximal aufgenommener Wert $k_{\mathrm{U2,max}}$. Zusätzlich sind die maximalen gemessenen Spannungspegel der 3., 5. und 7. Harmonischen aufgelistet. Nach Norm EN 50160 [17] sollen diese Spannungspegel den Wert $U_{3,\mathrm{Norm}} = 5\,\%$, $U_{5,\mathrm{Norm}} = 6\,\%$ und $U_{7,\mathrm{Norm}} = 5\,\%$ bezogen auf die Netznennspannung nicht überschreiten.

Die Untersuchung im NS-Netz zeigt einen deutlichen Einfluss der Batterieladung von Elektrofahrzeugen auf die Spannungsunsymmetrie bis zu $k_{\mathrm{U2,max}} = 2{,}8\,\%$ am 0,4-kV-Lastknoten, wobei die durchschnittliche Spannungsunsymmetrie $\overline{k}_{\mathrm{U2}} = 1{,}8\,\%$ beträgt. Die Spannungsunsymmetrie am 0,4-kV-Netzknoten bleibt näherungsweise konstant über die Messdauer und beträgt $\overline{k}_{\mathrm{U2}} = 1{,}76\,\%$ und $k_{\mathrm{U2,max}} = 1{,}80\,\%$. Das MS-Netz mit einer Spannungsunsymmetrie von $k_{\mathrm{U2,max}} = 0{,}36\,\%$ für den 6-kV-Lastknoten und $k_{\mathrm{U2,max}} = 0{,}28\,\%$ für den 20-kV-Netzknoten ist wie erwartet symmetrisch mit einem sehr geringen Anteil der Gegensystemspannung. Die durchschnittliche Spannungsunsymmetrie am 20-kV-Netzknoten von $\overline{k}_{\mathrm{U2}} = 0{,}14\,\%$ ist um 0,06 Prozentpunkte kleiner als am 6-kV-Lastknoten. Beim Vergleich der durchschnittlichen Spannungsunsymmetrie der drei Spannungsebenen erkennt man, dass die Spannungsunsymmetrie $\overline{k}_{\mathrm{U2}}$ mit höherer Netznennspannung sinkt. Dieser Effekt wird einerseits durch die unsymmetrischen Verbraucher im NS-Netz, andererseits durch die Betriebsmittel wie z. B. Dreieckschaltung eines Transformators bewirkt. Damit ändert sich die Spannungsunsymmetrie über die Spannungsebenen wie erwartet.

Bei Betrachtung des Pegels $U_{h,\mathrm{max}}$ werden keine Grenzwerte nach EN 50160 [17] für die drei Harmonischen unabhängig von der Spannungsebene überschritten. Beim Vergleich der drei Netzebenen erkennt man einen steigenden Spannungspegel der drei Harmonischen bei steigender Netznennspannung. Im MS-Netz erreicht der maximale Spannungspegel der fünften Harmonischen die höchsten Werte von $U_{5,\mathrm{max}} = 2{,}54\,\%$ und $1{,}51\,\%$ für die 20-kV- und 6-kV-Knoten. Dagegen ist der Spannungspegel der siebten Harmonischen im NS-Netz dominierend. Er beträgt $U_{7,\mathrm{max}} = 0{,}99\,\%$ und $0{,}76\,\%$ für den Netzknoten bzw. für den Lastknoten. Der überwiegende Anteil der Betriebsmittel im Drehstromnetz weist ein ohmsch-induktives Verhalten auf, für welches die frequenzabhängige Reaktanz $X(f) = 2\pi f \cdot L$ beträgt. Daraus folgt, dass die Reaktanz mit einer steigenden Frequenz steigt und damit der Spannungsfall entlang von diesen Betriebsmitteln. Ausgehend von einer Quelle der Oberschwingungen im MS-Netz gilt für die betrachteten Spannungsebenen $U_{h,\mathrm{MS}} > U_{h,\mathrm{NS}}$. Deswegen verhält sich der sinkende Spannungspegel der Oberschwingungen über die Spannungsebenen wie erwartet.

Schlussfolgerungen

Während der beiden Messungen werden keine Überschreitungen der Grenzwerte nach EN 50160 [17] an den Messpunkten festgestellt. Der Anwendungsbereich dieser Norm beschränkt sich auf das elektrische Netz bis zur Übergabestelle zum Verbraucher, z. B. zum Stromzähler. Im Fall des 0,4-kV-Lastknotens, für den die Grenze der Spannungsunsymmetrie um 0,8 Prozentpunkte überschritten wird, findet keine Anwendung der Norm statt, da sich der Messpunkt vor der Übergabestelle befindet. Es ist trotzdem interessant zu beobachten, wie stark die Spannungsunsymmetrie im Netz des Haushalts durch die Batteriegleichrichter beeinträchtigt wird.

Die sinkende Spannungsunsymmetrie im MS-Netz ist einerseits auf die Netztopologie zurückzuführen (weniger unsymmetrische Lasten in höheren Spannungsebenen), andererseits auf die passiven und aktiven Betriebsmittel mit einer symmetrierenden Wirkung oder mit einer symmetrierenden Funktionsweise. Die symmetrierende Wirkung eines Betriebsmittels bedeutet die Senkung der Gegensystemspannung eventuell bei gleichzeitigem Anstieg der Mitsystemspannung. Beim Vergleich der drei Harmonischen ist die Spannung im NS-Netz weniger als im MS-Netz durch die Oberschwingungen beeinflusst.

2.4 Spannungsunsymmetrie bei einpoliger Leiterunterbrechung

Im elektrischen Netz werden auftretende Fehler in Längs- und Querfehler aufgeteilt, welche als Leiterunterbrechungen und Kurzschlüsse zu verstehen sind. Bei der Leiterunterbrechung wird die leitende Verbindung in einem oder mehreren Leitern unterbrochen. Im Fall eines Kurzschlusses werden ein oder mehrere Leiter metallisch mit oder ohne Erdberührung kurzgeschlossen.

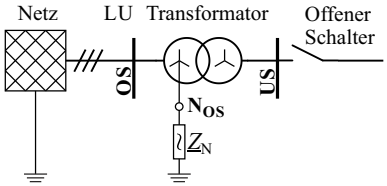
In dieser Arbeit werden die Auswirkungen von Längsfehlern mit einer einpoligen netzseitigen Unterbrechung im Leiter L1 betrachtet. Eine Leiterunterbrechung ist besonders interessant für den Aufbau der Strangspannung an den Transformatorklemmen, s. Erkenntnisse aus den Vorfällen im Kraftwerksbereich in Kapitel 1.1. Eine Unterbrechung verursacht zwar keinen Überlastzustand, trägt aber zur Bildung der Spannungsunsymmetrie im Netz bei, welche eine Auswirkung auf die angeschlossenen Betriebsmittel, insbesondere den Transformator, hat.

Im Abschnitt zur Motivation dieser Arbeit, s. Abschnitt 1.1.2, wird gefragt, welchen Einfluss der geometrische Aufbau des Transformators auf die Spannungsverhältnisse bei einer einpoligen LU hat. Es wird festgestellt, dass die Berechnung in Leitergrößen mit den realen Beobachtungen aus der Literatur nicht übereinstimmen. Darüber hinaus wird für die T-Ersatzschaltung die Leiterunterbrechung mit Hilfe der symmetrischen Komponenten berechnet, da ein anderes Ergebnis aufgrund der Nachbildung des Nullsystems erwartet wird.

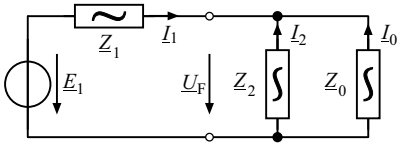
2.4.1 Berechnung der einpoligen Leiterunterbrechung in symmetrischen Komponenten

In Abbildung 2.4a ist ein Netzabschnitt mit einem leerlaufenden YNy-Transformator dargestellt, in welchem der Sternpunkt N_{OS} über eine Impedanz $\underline{Z}_N$ geerdet ist. Es wird eine einpolige Leiterunterbrechung mit einer Spannung $\underline{U}_{F,L1}$ an der Fehlerstelle (Sammelschiene OS im Leiter L1) betrachtet, s. Abbildung 2.4c. Die Nachbildung der US-seitigen Impedanzen entfällt aufgrund des Leerlaufs.

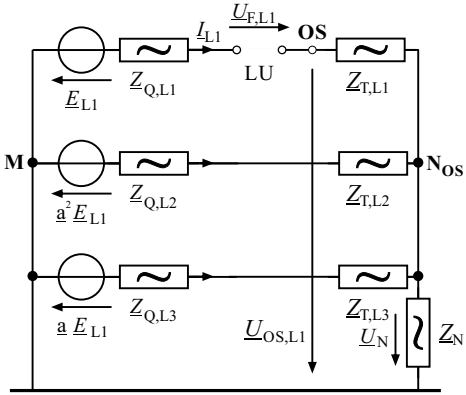
Aus den Fehlerbedingungen der einpoligen Leiterunterbrechung folgt eine Parallelschaltung der symmetrischen Komponenten an der Fehlerstelle mit $\underline{U}_{F,1} = \underline{U}_{F,2} = \underline{U}_{F,0} = \underline{U}_F$ [1], s. Abbildung 2.4d. Die entsprechenden Impedanzen in Mit-, Gegen- und Nullsystem werden zu $\underline{Z}_1$, $\underline{Z}_2$ und $\underline{Z}_0$ zusammengefasst. Somit ergibt sich ein vereinfachter Ersatzschaltplan in symmetrischen Komponenten, s. Abbildung 2.4b. Die Fehlerspannung $\underline{U}_F$ wird wie folgt berechnet:



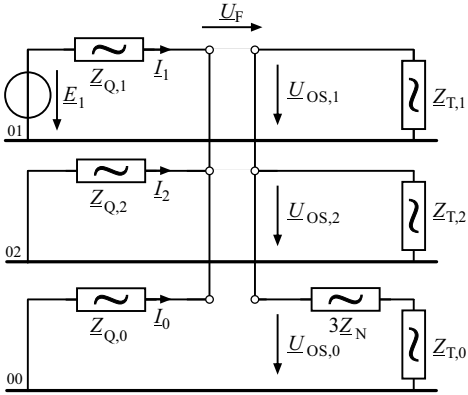
(a) Netzabschnitt mit einer Leiterunterbrechung an der Sammelschiene OS.



(b) Vereinfachter Ersatzschaltplan zur Berechnung der Ströme $\underline{I}_{012}$.



(c) Ersatzschaltplan in Leitergrößen.



(d) Ersatzschaltplan in symmetrischen Komponenten.

Abbildung 2.4: Ersatzschaltplan eines Netzabschnittes mit einpoliger Leiterunterbrechung (LU) in Leiter L1 zur Ermittlung der Spannung $U_{OS,L1}$.

$$\underline{U}_F = \frac{\underline{E}_1}{1+\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0}+\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_2}} \overset{\underline{Z}_1=\underline{Z}_2}{\Longrightarrow} = \frac{\underline{E}_1}{2+\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0}} \tag{2.5}$$

Der Strom in den einzelnen Komponenten beträgt:

$$\underline{I}_1 = \frac{\underline{E}_1\left(\frac{\underline{Z}_2}{\underline{Z}_0}+1\right)}{\frac{\underline{Z}_1\underline{Z}_2}{\underline{Z}_0}+\underline{Z}_2+\underline{Z}_1} \overset{\underline{Z}_1=\underline{Z}_2}{\Longrightarrow} = \frac{\underline{E}_1\left(\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0}+1\right)}{\underline{Z}_1\left(\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0}+2\right)} \tag{2.6a}$$

$$\underline{I}_2 = -\underline{I}_1\frac{\underline{Z}_0}{\underline{Z}_0+\underline{Z}_2} \overset{\underline{Z}_1=\underline{Z}_2}{\Longrightarrow} = -\underline{I}_1\frac{1}{1+\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0}} \tag{2.6b}$$

$$\underline{I}_0 \;=\; -\underline{I}_1 \frac{\underline{Z}_2}{\underline{Z}_0+\underline{Z}_2} \quad \overset{\underline{Z}_1=\underline{Z}_2}{\Longrightarrow} \quad = -\underline{I}_1 \frac{1}{1+\frac{\underline{Z}_0}{\underline{Z}_1}} \tag{2.6c}$$

Durch die Rücktransformation erhält man $\underline{U}_{\mathrm{F,L1}} = 3\underline{U}_{\mathrm{F}}$, und die Ströme in den gesunden Leitern L2 und L3 betragen:

$$\underline{I}_{\mathrm{L2}} = -\mathrm{j}\sqrt{3}\frac{1-\underline{\mathrm{a}}\cdot\frac{\underline{Z}_2}{\underline{Z}_0}}{\underline{Z}_1+\underline{Z}_2+\underline{Z}_1\frac{\underline{Z}_2}{\underline{Z}_0}}\underline{E}_1 \quad \overset{\underline{Z}_1=\underline{Z}_2}{\Longrightarrow} \quad = -\mathrm{j}\sqrt{3}\frac{1-\underline{\mathrm{a}}\cdot\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0}}{\underline{Z}_1\left(2+\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0}\right)}\underline{E}_1 \tag{2.7a}$$

und

$$\underline{I}_{\mathrm{L3}} = \mathrm{j}\sqrt{3}\frac{1-\underline{\mathrm{a}}^2\cdot\frac{\underline{Z}_2}{\underline{Z}_0}}{\underline{Z}_1+\underline{Z}_2+\underline{Z}_1\frac{\underline{Z}_2}{\underline{Z}_0}}\underline{E}_1 \quad \overset{\underline{Z}_1=\underline{Z}_2}{\Longrightarrow} \quad = \quad \mathrm{j}\sqrt{3}\frac{1-\underline{\mathrm{a}}^2\cdot\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0}}{\underline{Z}_1\left(2+\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0}\right)}\underline{E}_1 \tag{2.7b}$$

Bei der allgemeinen Betrachtung ist die Spannung an der Fehlerstelle $\underline{U}_{\mathrm{F,L1}}$ sowie die Spannungen an den Transformatorklemmen $\underline{U}_{\mathrm{OS},012}$ von Bedeutung. Im Folgenden werden die Spannungen in Abhängigkeit der Nullsystemimpedanz $\underline{Z}_0$ untersucht. Diese Impedanz ist einerseits von der Sternpunktbehandlung mit der Erdungsimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{N}}$, andererseits von der Netzimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{Q},0}$ abhängig und kann dadurch im Drehstromnetz stark beeinflusst werden.

Wie in der Einleitung der Arbeit erwähnt, s. Abschnitt 1.1, werden zwei Berechnungsfälle für ein geerdetes und für ein isoliertes Netz unter den Annahmen $\underline{Z}_{\mathrm{Q},1} = \underline{Z}_{\mathrm{Q},2}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T},1} = \underline{Z}_{\mathrm{T},2}$ betrachtet. Im Netz mit isolierter Sternpunkterdung ($\underline{Z}_{\mathrm{N}} \to \infty$) beträgt die Nullsystemimpedanz $\underline{Z}_0 \to \infty$. Im Netz mit niederohmig geerdetem Sternpunkt ($\underline{Z}_{\mathrm{N}} = 0$) werden zwei exemplarische Nullsystemimpedanzen von $\underline{Z}_0 = \underline{Z}_{\mathrm{Q},0} + \underline{Z}_{\mathrm{T},0} \to 0$ und $\underline{Z}_0 = \underline{Z}_1$ betrachtet.

Beobachtungen

In Tabelle 2.2 sind die Ergebnisse für die drei Nullsystemimpedanzen $\underline{Z}_0$ aufgelistet. Als Ausgangsgröße für die Berechnung gilt die Fehlerspannung $\underline{U}_{\mathrm{F}}$ nach Gleichung (2.5). Im isolierten

Tabelle 2.2: Einpolige Leiterunterbrechung in symmetrischen Komponenten zur Berechnung der Spannungen an den Transformatorklemmen $\underline{U}_{\mathrm{OS},012}$ für $\underline{Z}_1 = \underline{Z}_2$ und drei markante Nullsystemimpedanzen $\underline{Z}_0$.

Parameter	Gleichung	$\underline{Z}_0 \to \infty$	$\underline{Z}_0 = \underline{Z}_1$	$\underline{Z}_0 \to 0$
$\underline{U}_{\mathrm{F}}$	nach 2.5	$\frac{1}{2}\cdot\underline{E}_1$	$\frac{1}{3}\cdot\underline{E}_1$	0
$\underline{I}_{\mathrm{OS},012}$	nach 2.6	$\begin{bmatrix} 0 & \frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \end{bmatrix}\cdot\frac{\underline{E}_1}{\underline{Z}_1}$	$\begin{bmatrix} -\frac{1}{3} & \frac{2}{3} & -\frac{1}{3} \end{bmatrix}\cdot\frac{\underline{E}_1}{\underline{Z}_1}$	$\begin{bmatrix} -1 & 1 & 0 \end{bmatrix}\cdot\frac{\underline{E}_1}{\underline{Z}_1}$
$\underline{U}_{\mathrm{OS},1}$	$\underline{E}_1 - \underline{U}_{\mathrm{F}} - \underline{Z}_{\mathrm{Q},1}\underline{I}_1$	$\frac{1}{2}\underline{E}_1 - \underline{Z}_{\mathrm{Q},1}\underline{I}_1$	$\frac{2}{3}\underline{E}_1 - \underline{Z}_{\mathrm{Q},1}\underline{I}_1$	$\underline{E}_1 - \underline{Z}_{\mathrm{Q},1}\underline{I}_1$
$\underline{U}_{\mathrm{OS},2}$	$-\underline{U}_{\mathrm{F}} - \underline{Z}_{\mathrm{Q},1}\underline{I}_2$	$-\frac{1}{2}\underline{E}_1 - \underline{Z}_{\mathrm{Q},1}\underline{I}_2$	$-\frac{1}{3}\underline{E}_1 - \underline{Z}_{\mathrm{Q},1}\underline{I}_2$	0
$\underline{U}_{\mathrm{OS},0}$	$-\underline{U}_{\mathrm{F}} - \left(\underline{Z}_{\mathrm{Q},0} + 3\underline{Z}_{\mathrm{N}}\right)\underline{I}_0$	$-\frac{1}{2}\underline{E}_1$	$-\frac{1}{3}\underline{E}_1 - \underline{Z}_{\mathrm{Q},0}\underline{I}_0$	$\underline{Z}_{\mathrm{Q},0}\underline{I}_1$
k_{U2}	$\frac{\underline{U}_{\mathrm{OS},2}}{\underline{U}_{\mathrm{OS},1}} \approx \left\lvert\frac{-\underline{U}_{\mathrm{F}}}{\underline{E}_1-\underline{U}_{\mathrm{F}}}\right\rvert$	1	0,5	0

Netz mit $\underline{Z}_0 \to \infty$ erreicht sie den halben Wert der Einspeisespannung $\underline{E}_1$. Mit der Senkung der Nullsystemimpedanz sinkt die Fehlerspannung bis auf Null für ein niederohmig geerdetes Netz mit $\underline{Z}_0 \to 0$.

Mithilfe der Gleichungen (2.6) werden die Ströme $\underline{I}_{012}$ und die Spannungen am Transformator $\underline{U}_{OS,012}$ ermittelt. Als Ausgangsgröße für die Berechnung der Ströme gilt der Mitsystemstrom $\underline{I}_1$ im Leerlauf, s. Gleichung (2.6a). Mit sinkender Impedanz $\underline{Z}_0$ steigen die Ströme im Mit- und Nullsystem bis auf $\left|\underline{E}_1/\underline{Z}_1\right|$, währenddessen sinkt der Gegensystemstrom von $-0{,}5 \cdot \underline{E}_1/\underline{Z}_1$ auf Null.

Die Mitsystemspannung $\underline{U}_{OS,1} \approx \underline{E}_1 - \underline{U}_F$ zeigt einen steigenden Wert von $\underline{E}_1/2$ bis $\underline{E}_1$ bei sinkender Nullsystemimpedanz $\underline{Z}_0$ unter Vernachlässigung des Spannungsfalls über der Netzimpedanz $\underline{Z}_{Q,1}$. Dagegen verhalten sich die Spannungen in Gegen- $\underline{U}_{OS,2}$ und Nullsystem $\underline{U}_{OS,0}$ umgekehrt. Sie sind proportional zur steigenden Spannung $\underline{U}_F$ von Null auf $\underline{E}_1/2$ für $\underline{Z}_0 \to \infty$.

Bei der Berechnung der Spannungsunsymmetrie k_{U2} wird angenommen, dass der Spannungsfall entlang der Impedanzen $\underline{Z}_{Q,012} \to 0$ vernachlässigt wird. Bei dieser Annahme beträgt die Spannungsunsymmetrie im isolierten Netz $k_{U2} = 1$. In dem Fall sind die Beträge der Mit- und Gegensystemspannung gleich groß, wobei beide den halben Wert der Spannung $\underline{E}_1$ aufweisen. Für die Impedanz $\underline{Z}_0 \to 0$ tritt keine Gegensystemspannung auf und die Mitsystemspannung am Transformator beträgt $\underline{E}_1$. Beim niederohmig geerdetem Sternpunkt sinkt somit die Spannungsunsymmetrie bei einer einpoligen LU auf $k_{U2} = 0$.

Schlussfolgerungen

Anhand der Ergebnisse erkennt man, dass die Mitsystemspannung an den Transformatorklemmen $\underline{U}_{OS,1}$ und die Ströme $\underline{I}_1$ und $\underline{I}_0$ mit sinkender Impedanz $\underline{Z}_0$ zunehmen. Gleichzeitig ist der Spannungsaufbau im Mitsystem am Transformator mit einer sinkenden Spannungsunsymmetrie möglich. Bei der Impedanz $\underline{Z}_0 \to 0$ wirkt nur die Spannung $\underline{U}_{OS,1} \approx \underline{E}_1$ auf den Transformator und keine Spannungsunsymmetrie tritt auf.

Für die Berechnungen in Leitergrößen (s. Abschnitt 1.1) und in symmetrischen Komponenten treten unterschiedliche Spannungen $\underline{U}_{OS,L1L2L3}$ auf. Die wichtigsten Unterschiede, die einen erheblichen Einfluss auf die Berechnung haben, führen zu einer Nachbildung des Nullsystems des Transformators, genauer gesagt auf die Nachbildung des Pfades außerhalb des Eisenkerns. Der Vergleich der Erkenntnisse mit den Vorfällen im Kraftwerksbereich zeigen, dass die Berechnung in symmetrischen Komponenten realitätsnahe Ergebnisse liefert.

Um dieses Verhalten korrekt und realitätsnah nachzubilden, ist somit die Wahl eines geeigneten Transformatormodells von fundamentaler Bedeutung. Das Transformatormodell mit der Nachbildung des magnetischen Kreises ist der wichtigste Aspekt bei der Untersuchung einer Spannungsunsymmetrie und der Leiterunterbrechung [4], [50] und führt auf den Aufbau des Transformators zurück. Das Verhalten führt auf das Transformatormodell zurück, welches in Kapitel 3 eingeführt wird.

2.4.2 Abhängigkeit der Mitsystemspannung U_1 und $U^W_{OS,1}$ von der Nullsystemimpedanz Z_0

Im Folgenden wird die Mitsystemspannung $\underline{U}_{OS,1}$ nach Tabelle 2.2 unter Annahme $\underline{Z}_1 = \underline{Z}_2$ analysiert. Dafür wird die vereinfachte Ersatzschaltung aus Abbildung 2.4b betrachtet. Die Spannung $\underline{U}_F$ und der Strom $\underline{I}_1$ werden nach den Gleichungen (2.5) und (2.6a) ermittelt:

$$\underline{U}_{OS,1} = \underline{E}_1 - \underline{U}_F - \underline{Z}_{Q,1} \cdot \underline{I}_1 \tag{2.8a}$$

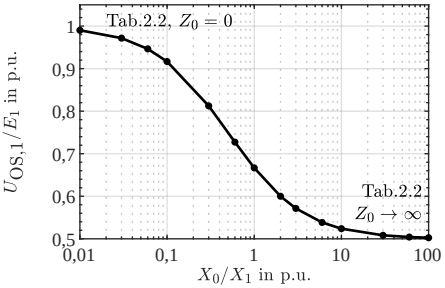


Abbildung 2.5: Mitsystemspannung $U_{\mathrm{OS},1}$ in Abhängigkeit des Verhältnisses $X_0/X_1 = Z_0/Z_1$.

$$= \underline{E}_1 \left(1 - \frac{1}{\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0} + 2} - \underline{Z}_{\mathrm{Q},1} \frac{\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0} + 1}{\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0} + 2} \right) \tag{2.8b}$$

$$= \underline{E}_1 \cdot \frac{\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0} + 1}{\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0} + 2} \left(1 - \underline{Z}_{\mathrm{Q},1} \right) \tag{2.8c}$$

Unter der Annahme $\underline{Z}_{\mathrm{T},1} \gg \underline{Z}_{\mathrm{Q},1} \to 0$ gilt für die Mitsystemspannung am Transformator:

$$\underline{U}_{\mathrm{OS},1} = \underline{E}_1 \frac{\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0} + 1}{\frac{\underline{Z}_1}{\underline{Z}_0} + 2} \tag{2.9}$$

In Abbildung 2.5 ist die Spannung $U_{\mathrm{OS},1}$ in Abhängigkeit des Verhältnisses X_0/X_1 mit $X_1 = \left|\underline{Z}_1\right|$ und $X_0 = \left|\underline{Z}_0\right|$ nach Gleichung (2.8c) dargestellt. Für das Verhältnis $X_0/X_1 < 0{,}125\,\mathrm{p.u.}$ erreicht die Spannung $U_{\mathrm{OS},1} > 0{,}9\,\mathrm{p.u.}$ den im Netz zulässigen Wert. Für größere Verhältnisse X_0/X_1 sinkt die Mitsystemspannung bis auf 0,5 p.u. für $X_0/X_1 \to \infty$.

3 Modell des Drehstromtransformators für unsymmetrische Netzzustände

Im ersten Abschnitt werden die Grundlagen für eine allgemeine Transformatormodellierung mit dem Verweis auf die Standardmodelle erläutert. Weiterhin wird ein topologisch korrektes Modell (TK-Modell) detailliert betrachtet, welches die magnetische Kopplung der Strangspannungen berücksichtigt und zur Untersuchung von unsymmetrischen Netzzuständen im Netz geeignet ist.

Dafür wird ein Ersatzschaltplan des magnetischen Kreises mit Verweis auf die relevanten Elemente der Netzberechnung definiert. Basierend auf diesem Ersatzschaltplan werden die elektrischen Eigenschaften mit besonderer Hinsicht auf die Nachbildung der Hauptinduktivität erläutert und ein Verweis zum Standardmodell mit der T-Ersatzschaltung aufgezeigt. Des Weiteren wird ein Gleichungssystem in symmetrischen Komponenten aus dem Modell in Leitergrößen abgeleitet und ein Ersatzschaltplan des TK-Modells in symmetrischen Komponenten für unsymmetrische Netzzustände entwickelt.

In diesem Kapitel wird das TK-Modell bewertet. Dafür werden die Vorteile im Vergleich zum Standardmodell erörtert sowie die komplexe Transformatorimpedanz in Abhängigkeit von der Spannungsunsymmetrie k_{U2} abgeleitet. Im letzten Abschnitt 3.7.1 wird ein Messaufbau zur Untersuchung des Transformatorverhaltens für ausgewählte unsymmetrische Netzzustände dargestellt. Anschließend werden die wichtigsten Erkenntnisse der theoretischen Betrachtungen sowie eine Auswahl der Untersuchungsszenarien für weitere Berechnungen im Verteilnetz herangezogen.

In der Arbeit werden p.u.-Größen bei der Angabe der Werte oder bei der Darstellung der zeitlich abhängigen Größen angewendet. Die Leiter-Erde-Spannung $u_{\mathrm{L}i}$ ist immer auf die Mitsystemspannung der Netznennspannung $U_{\mathrm{B},1} = U_{\mathrm{n},1}$ bei einem symmetrischen Betrieb, s. Abbildung 2.3a bezogen. Der Leiterstrom $I_{\mathrm{L}i}$ und die Transformatorimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T}}$ sind auf die Bemessungsdaten des Transformators bezogen. In dem Fall gelten folgende Bezugsgrößen: $I_{\mathrm{B}} = I_{\mathrm{r,T}}$ und $Z_{\mathrm{B}} = U_{\mathrm{r,T}}^2 / S_{\mathrm{r,T}}$. Anschließend werden die zeitlich abhängigen Leitergrößen in weiteren Abbildungen in p.u. und in Kleinbuchstaben (Beispiel für die Strangspannung im Leiter L1 "$u_{\mathrm{L1}}^{\mathrm{W}}(t)\,\mathrm{p.u.}$") dargestellt. Die zeitlich abhängigen Größen in symmetrischen Komponenten werden in der Arbeit mithilfe der in Abschnitt 2.1.1 vorgestellten MCCF-Filter ermittelt. Um Verwechslungen zwischen zeitlich abhängigen Leitergrößen und Effektivwerten zu vermeiden, werden die Größen in symmetrischen Komponenten in Großbuchstaben (Beispiel für die Strangspannung im Mitsystem: $U_1^{\mathrm{W}}(t)\,\mathrm{p.u.}$) angegeben.

3.1 Einführung in die Modellierung des Drehstromtransformators

Die Hauptaufgabe des elektrischen Drehstromnetzes ist die elektrische Energieübertragung vom Erzeuger zum Verbraucher. Je nach elektrischer Entfernung wird diese Übertragung über mehrere Spannungsebenen realisiert, um hauptsächlich die Verluste im Netz zu minimieren. Im elektrischen Drehstromnetz dient ein Drehstromtransformator zur Energieübertragung zwischen zwei oder mehr Spannungsebenen. In dieser Arbeit wird einerseits die Mittelspannungsebene von 20 kV als Verteilnetzebene und andererseits die Hochspannungsebene von 110 kV als ein vorgelagertes Netz näher betrachtet. Im Allgemeinen wird die Mittelspannungsebene im Verteilnetz, im Eigenbedarfsnetz von Kraftwerken und Großindustrieanlagen errichtet.

Je nach Positionierung im Netz erfüllt ein Transformator zusätzliche Netzdienste, u.a. im Hinblick auf das Verteilnetz:

- Galvanische Trennung der angeschlossenen Spannungsebenen durch magnetische Kopplung
- Sternpunktbehandlung der angeschlossenen Netze

- Begrenzung der Kurzschlussströme

Im Netzbetrieb mit klassischer Energieflussrichtung vom Übertragungsnetz zum Verbraucher überträgt ein Zweiwicklungstransformator elektrische Leistung von der Oberspannungsseite $\underline{U}_{\mathrm{OS}}$ auf die Unterspannungsebene $\underline{U}_{\mathrm{US}}$. Bei Vernachlässigung der Transformatorverluste gilt eine konstante Scheinleistung an den Klemmen beider Spannungsebenen:

$$\underline{S}_{\mathrm{OS}} = \underline{S}_{\mathrm{US}} \iff \sum_i \left(\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},Li} \underline{I}^{\mathrm{W}*}_{\mathrm{OS},Li} \right) = \sum_i \left(\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{US},Li} \underline{I}^{\mathrm{W}*}_{\mathrm{US},Li} \right) \tag{3.1}$$

Das Funktionsprinzip eines einphasigen Zweiwicklungstransformators ist in der Literatur ausführlich beschrieben [1]. Weiterhin gilt ein Einphasentransformator als Grundlage für ein Modell des Drehstromtransformators [33].

3.1.1 Eigenschaften eines Modells

Bei der Modellierung eines Transformators ist einerseits die Nachbildung seiner Eigenschaften, andererseits die Nachbildung des geometrischen Aufbaus entscheidend für die Genauigkeit des Modells. Je nach Frequenzbereich einer Untersuchung können einzelne Eigenschaften des Eisenkerns unter Beibehaltung einer ausreichenden Genauigkeit für die Berechnung vernachlässigt werden.

In Tabelle 3.1 sind die wichtigsten physikalischen Eigenschaften eines Transformators und deren Bedeutung für die Modellierung in verschiedenen Frequenzbereichen qualitativ aufgeführt [51], [52]. Auf der einen Seite überschneiden sich die Frequenzbereiche, so dass keine festen Grenzen zwischen ihnen existieren. Auf der anderen Seite sind einige Eigenschaften nur für bestimmte Untersuchungen maßgeblich, z. B. ist die Nachbildung der Sättigung im Frequenzbereich 5 Hz bis 20 kHz entscheidend für eine korrekte Modellierung des Einschaltvorgangs.

In dieser Arbeit wird hauptsächlich die Leiterunterbrechung als Fehler im Netz untersucht. Für die Validierung des transienten Transformatorverhaltens wird der Einschaltvorgang zusätzlich zur

Tabelle 3.1: Relevanz einzelner Kenngrößen des Transformators für die Nachbildung innerhalb unterschiedlicher Frequenzbereiche [51].

Frequenzbereich des Vorgangs	0,1 Hz bis 3 kHz	5 Hz bis 20 kHz	10 kHz bis 3 MHz	100 kHz bis 50 MHz
Kurzschlussimpedanz	++	++	+[c)]	-
Sättigung	++	++[b)]	-	-
Frequenzabhängige Verluste der Längselemente	++	+	-	-
Eisenverluste und Hystereseverluste	+[a)]	+[b)]	-	-
Kopplungskapazitäten	-	+[c)]	++	++

++ maßgeblich, + wichtig, - vernachlässigbar
[a)] Nur für die Untersuchung der Resonanz
[b)] Nur für den Einschaltvorgang
[c)] Nur für die Überspannungsuntersuchung

LU betrachtet. Diese Vorgänge liegen im niederfrequenten Bereich von 5 Hz bis 20 kHz [51]. Aus diesem Grund werden alle aufgelisteten Eigenschaften im Modell berücksichtigt, wobei die Nachbildung der Kurzschlussimpedanz und der Sättigung als maßgeblich anzusehen ist.

Die existierenden Transformatormodelle für diesen Frequenzbereich können in drei Gruppen unterteilt werden [53]. Sie unterscheiden sich grundsätzlich in der Herausforderung der Datenbeschaffung und in der Implementierung der Nichtlinearitäten.

Lineares Modell: Im linearen Modell werden keine Details des Transformatoraufbaus, wie z. B. die Anzahl der Schenkel, berücksichtigt. Es ist für Zweiwicklungstransformatoren im transienten Bereich bis 1 kHz [33] sehr gut geeignet. Die Datenbeschaffung erfolgt auf Basis der Standardtests, d.h. Kurzschluss- und Leerlaufversuche bei Drehstromeinspeisung. Jeder Schenkel ist als klassische T-Ersatzschaltung mit Streu- $X_{\sigma,Li}$ und Hauptreaktanz $X_{\mathrm{h},Li}$ nachgebildet. Die fehlende Nachbildung der Kernsättigung und der Hysterese ermöglicht keine Betrachtung transienter Verläufe. Das Modell wird aufgrund seiner Einfachheit oft in typischen Berechnungsprogrammen angewendet und als linearer Vierpol nachgebildet. Das lineare Modell wird weiter um den Sättigungseinfluss im sogenannten STC-Modell (eng. Saturable Transformer Component Model) erweitert.

Geometrisches Modell: Im Gegensatz zum linearen Modell ist das geometrische Modell mit der Nachbildung aller physischen Komponenten, die in einem dreidimensionalen Raum miteinander verbunden sind, sehr umfangreich. Aufgrund der Komplexität ist die Datenbeschaffung schwierig und immer nur für einen konkreten Transformatortyp mit einer bestimmten Bemessungsleistung gültig. Die Simulationen liefern genaue Ergebnisse im gesamten Frequenzbereich. Das Modell eignet sich sehr gut für die Auslegung und wirtschaftliche Optimierung eines realen Transformators.

Topologisch korrektes Modell (TK-Modell): Dieses Modell bildet den magnetischen und elektrischen Kreis anhand einer Dualität zwischen beiden Feldern als eine elektrische Ersatzschaltung nach. Es wird in der Literatur auch als ein aus dem Dualitätsprinzip abgeleitetes Modell oder als dualitätsbasiertes Modell bezeichnet [52], [54], [55]. Es bildet den Eisenkern, das Hystereseverhalten und die Streuung topologisch korrekt ab. Alle relevanten Kapazitäten sind im Modell enthalten [33]. Alle Größen sind auf die physikalischen Eigenschaften zurückzuführen und können physikalisch erklärt und gemessen werden. Die Datenbeschaffung kann aufwendig ausfallen, ist aber im Vergleich zum geometrischen Modell deutlich reduziert.

3.1.2 Aufbau eines Drehstromtransformators

Der geometrische Aufbau des Drehstromtransformators hat einen Einfluss auf die Aufteilung des magnetischen Flusses in den Schenkeln und außerhalb des Eisenkerns. Nach den typischen Aufbaumöglichkeiten im Drehstromnetz unterscheidet man zwischen drei Einphasentransformatoren, einem Transformator mit mindestens drei parallel verbundenen Schenkeln und einem Manteltransformator. Die leistungsstärksten Drehstromtransformatoren für HöS- und HS-Ebenen und die Blocktransformatoren der Kraftwerke sind aufgrund erschwerter Transportmöglichkeiten als drei Einphasentransformatoren (z. B. die Blocktransformatoren der Kraftwerke) oder als drei Einphasen-Spartransformatoren (z. B. für die HöS-Transformatoren) gefertigt. Die in Deutschland meist verwendeten MS- und NS-Transformatoren sind Dreischenkeltransformatoren.

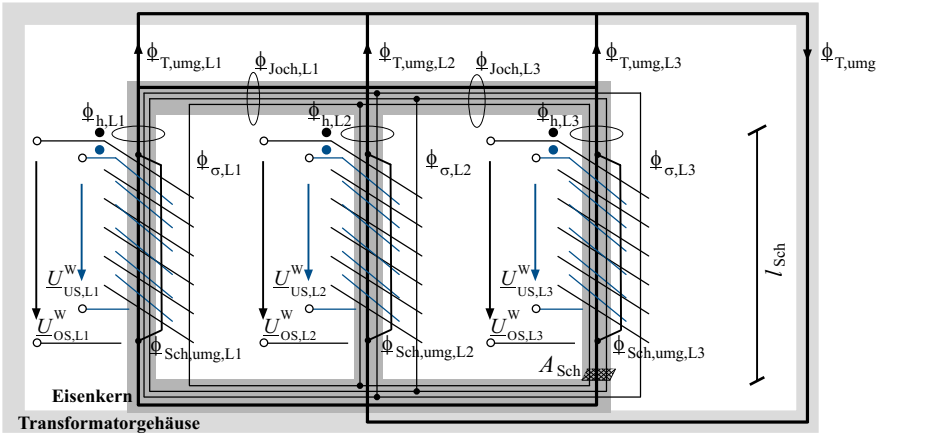


Abbildung 3.1: Aufbau eines Dreischenkeltransformators mit der inneren und äußeren Wicklung und mit den Pfaden der Flussstreuung im Eisenkern. Die US-Wicklung entspricht im geometrischen Aufbau der inneren Wicklung.

Im Folgenden wird in dieser Arbeit ein Dreischenkeltransformator untersucht. Abbildung 3.1 stellt einen Dreischenkeltransformator mit den OS- und US-Strangspannungen $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L}i}$, welche jeweils auf den Schenkeln übereinander (die äußere und innere Wicklung) angeordnet sind, dar. Die Nachbildung der Streuung zwischen OS- und US-Wicklung erfolgt über die Flussstreuung $\underline{\Phi}_{\sigma,\mathrm{L}i}$, welche aufgrund der unterschiedlichen Durchmesser der Wicklungen auf die Luftspalte zwischen ihnen zurückzuführen ist [5]. Der Pfad der Flussstreuung ist von der speisenden Spannungsseite bei den übereinanderliegenden Wicklungen (innere oder äußere Wicklung) abhängig. Bei der Einspeisung der äußeren Wicklung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L}i}$ schließt sich die Flussstreuung $\underline{\Phi}_{\sigma,\mathrm{L}i}$ von den Luftspalten zwischen den Wicklungen über die Luftspalte, das Joch und die zwei benachbarten Schenkel. Damit durchflutet diese Flussstreuung die eigene innere Wicklung L*i* nicht. Im Gegensatz dazu würde sich der Pfad der Flussstreuung komplett über die Luftspalte um jede Wicklung schließen, wenn die zwei Wicklungen nicht übereinander angeordnet wären [6]. Darüber hinaus kommt es hier zu einer Vernachlässigung der Streuung der inneren Wicklung. Es wird angenommen, dass der gesamte Fluss sich im Eisenkern schließt. Daraus folgt, dass die Strangspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{US}}$ direkt auf dem Eisenkern wirkt. Zusammenfassend hat die Nachbildung des Pfades der Flussstreuung einen entscheidenden Einfluss auf die Herleitung der magnetischen Ersatzschaltung für einen Drehstromtransformator.

Darüber hinaus wird ein Fluss über die Luftspalte zwischen dem Schenkel und der inneren Wicklung $\underline{\Phi}_{\mathrm{Sch,umg,L}i}$ abgebildet [4]. Daraus resultierende Vorteile werden in einem weiteren Abschnitt beschrieben. Außerdem werden die drei Hauptflüsse im Schenkel $\underline{\Phi}_{\mathrm{h,L}i}$ und die drei Rückflüsse außerhalb des Eisenkerns $\underline{\Phi}_{\mathrm{T,umg,L}i}$ in Abbildung 3.1 schematisch dargestellt. Die drei Rückflüsse können zusammengefasst werden und bilden einen gemeinsamen Rückfluss $\underline{\Phi}_{\mathrm{T,umg}}$ [56].

$$\underline{\Phi}_{\mathrm{T,umg}} = \sum_{i} \underline{\Phi}_{\mathrm{T,umg,L}i} \tag{3.2}$$

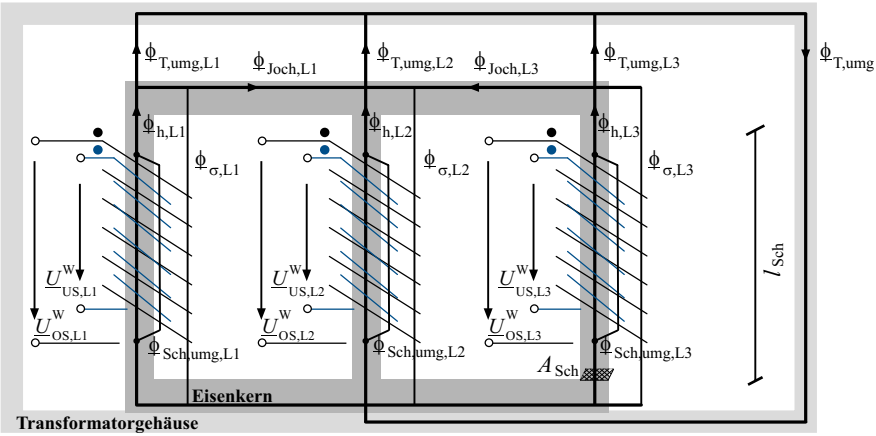


Abbildung 3.2: Aufbau des Dreischenkeltransformators nach der Zusammenfassung der Teilflüsse im Eisen aus Abbildung 3.1 mit drei Wicklungen je Spannungsseite, mit drei Hauptflüssen $\underline{\Phi}_{\mathrm{h},Li}$, Streuflüssen $\underline{\Phi}_{\sigma,Li}$ sowie einem gemeinsamen Rückfluss $\underline{\Phi}_{\mathrm{T,umg}}$ über das Transformatorgehäuse.

3.1.3 Modellierung des magnetischen Kreises

Zur Nachbildung des magnetischen Kreises können die Teilflüsse im Transformatorkern zu $\underline{\Phi}_{\mathrm{Joch},L1}$, $\underline{\Phi}_{\mathrm{Joch},L3}$ und $\underline{\Phi}_{\mathrm{h},Li}$ zusammengefasst werden. Die resultierende Ersatzschaltung ist in Abbildung 3.2 dargestellt und bildet eine Grundlage für die Herleitung des elektrischen Kreises. Die Modellierung des magnetischen Kreises erfolgt über die Nachbildung der magnetischen Widerstände in jeden gezeigten Flusspfad $\underline{\Phi}$, benannt als Reluktanzen $\mathcal{R}$, sowie der magnetischen Durchflutungen $\underline{U}_{Li}^{\mathrm{W,mag}}$. Die Reluktanz des Schenkels beträgt $\mathcal{R}_{\mathrm{Sch},Li} = \ell_{\mathrm{Sch}} / \left(\mu_0 \mu_{\mathrm{r}} \cdot A_{\mathrm{Sch}}\right)$. Hierfür wird eine Vereinfachung mit der Länge des Schenkels ℓ_{Sch} und dem Querschnitt des Schenkels A_{Sch} angenommen. Die Streureluktanz $\mathcal{R}_{\sigma,\mathrm{Li}}$ wird aus dem Kurzschlussversuch bei symmetrischer Drehstromeinspeisung ermittelt. Die Reluktanz $\mathcal{R}_{\mathrm{Sch,umg}}$ stellt die Umgebungsreluktanz eines Schenkels und $\mathcal{R}_{\mathrm{T,umg}}$ die Umgebungsreluktanz des Transformators dar. Die Bedeutung der Reluktanzen wird in einem weiteren Abschnitt genauer beschrieben.

Abbildung 3.3 zeigt den aus der Abbildung 3.2 abgeleiteten magnetischen Kreis eines Dreischenkeltransformators. Je nach Amplitude der elektrischen Spannung $U_{\mathrm{OS},Li}^{\mathrm{W}}$ und Anzahl der Windungen W_{OS} entsteht ein mit der Durchflutung $\underline{U}_{Li}^{\mathrm{W,mag}}$ verbundener magnetischer Fluss in einem Schenkel $\underline{\Phi}_{\mathrm{h},Li} = \underline{U}_{\mathrm{OS},Li}^{\mathrm{W}} / \left(\mathrm{j}\omega W_{\mathrm{OS}}\right)$. Der magnetische Kreis schließt sich über die benachbarten Schenkel und außerhalb des Eisenkerns. Im symmetrischen eingeschwungenen Betrieb ist der induzierte Fluss $\underline{\Phi}_{\mathrm{h},Li}$ jeweils um $2\pi/3$ je Leiter verschoben, sodass die Summe der Flüsse $\sum_i \underline{\Phi}_{\mathrm{h},Li} = 0$ beträgt. Durch den jeweiligen Fluss $\underline{\Phi}_{\mathrm{h},Li}$ im Schenkel wird die Strangspannung in einer zweiten Wicklung $U_{\mathrm{US},Li}^{\mathrm{W}}$ induziert, die zur Anzahl der Windungen W_{US} proportional ist.

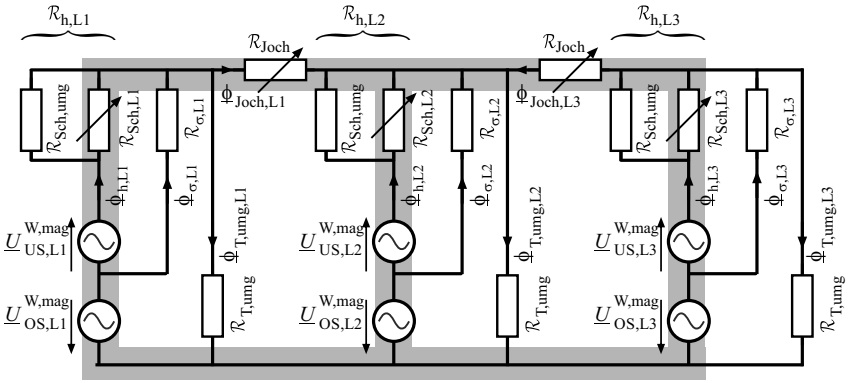


Abbildung 3.3: Magnetischer Kreis des Dreischenkeltransformators entsprechend Abbildung 3.2.

3.1.4 Ableitung des elektrischen Kreises nach dem Dualitätsprinzip

Basierend auf dem Dualitätsprinzip zwischen elektrischen und magnetischen Größen wird die elektrische Ersatzschaltung anhand des magnetischen Kreises in Abbildung 3.3 entwickelt. Die Knoten und Maschen sind dual umzuwandeln, s. Abbildung 3.4a. Um das zu erzielen, werden die elektrischen Knoten $\mathrm{K}_{\mathrm{A},Li}$, $\mathrm{K}_{\mathrm{B},Li}$, $\mathrm{K}_{\mathrm{C},Li}$, $\mathrm{K}_{\mathrm{G,L2}}$ und $\mathrm{K}_{\mathrm{G,L3}}$ in jeder Masche des magnetischen Kreises eingetragen. Zusätzlich wird der elektrische Knoten $\mathrm{K}_{\mathrm{G,L1}}$ außerhalb des magnetischen Kreises gezeichnet. Im zweiten Schritt werden die Verbindungen zwischen den elektrischen Knoten K gebildet. Es wird vorausgesetzt, dass nur eine Verbindung der Knoten durch eine Reluktanz $\mathcal{R}$ bzw. durch eine magnetische Durchflutung $\underline{U}^{\mathrm{W,mag}}_{\mathrm{L}i}$ gezeichnet wird.

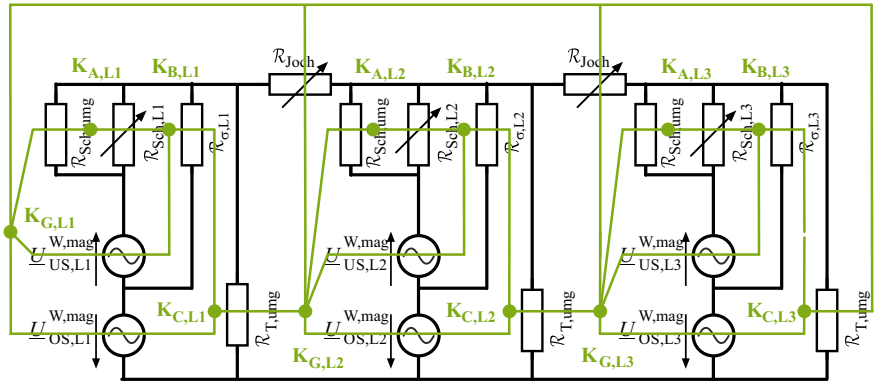
Anschließend sind die Reluktanzen und die Durchflutungen anhand der Knoten- und Umlaufgleichungen dual zwischen elektrischen und magnetischen Größen umzuwandeln. Die Berechnung einer Induktivität L erfolgt für die zylindrische Spule mit $W-$Windungen nach der Formel $L = W^2/\mathcal{R}$. Der Strom in der Wicklung ist von der Durchflutung und Anzahl der Windungen nach der Formel $\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L}i} = \underline{U}^{\mathrm{W,mag}}_{\mathrm{L}i}/W$ abhängig. In Abbildung 3.4b ist die abgeleitete elektrische Ersatzschaltung für den Dreischenkeltransformator dargestellt, welche eine Grundlage für die Modellierung des Transformators abbildet.

3.2 Transformatormodell für den niederfrequenten Bereich

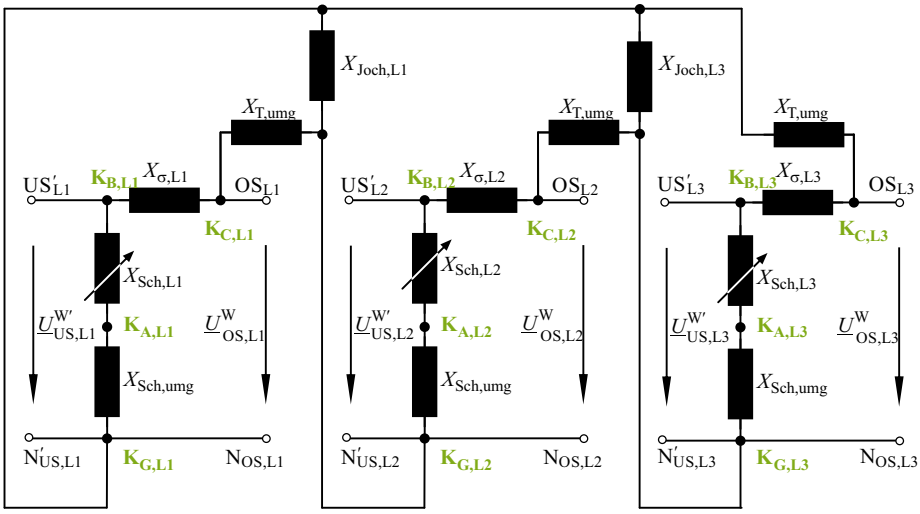
In der praktischen Anwendung haben sich zwei elektrische Transformatormodelle für die niederfrequenten Vorgänge etabliert. Eine lineare T-Ersatzschaltung[2] als Standardmodell wird meistens für symmetrische Netzberechnungen wie Lastfluss und Kurzschluss in Drehstromnetzen angewendet.

Die lineare verlustlose T-Ersatzschaltung eines Transformators, s. Abbildung 3.5a, [3] wird in der Arbeit als Referenz betrachtet. Bei der sinusförmigen Einspeisespannung betrachtet man einen Zweiwicklungstransformator als einen Vierpol. Er besteht aus einer Hauptfeld- und zwei Streuinduktivitäten $X_{\mathrm{h}} = X_{\mathrm{h},Li}$ bzw. $X_{\sigma} = X_{\sigma,Li}$ sowie einem idealen Übertrager mit einem Überset-

[2] Für die Netzberechnungsverfahren wird gern eine π-Ersatzschaltung abgeleitet, um die Anzahl der Knoten im Netz zu reduzieren.



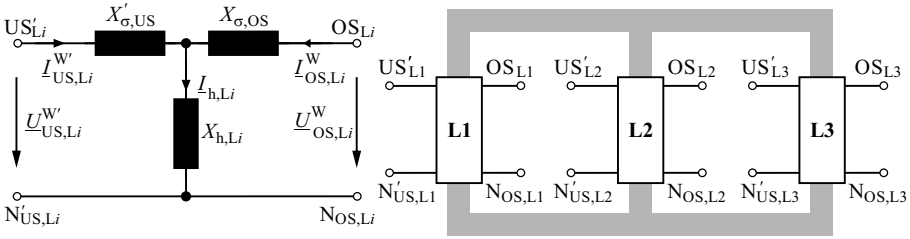
(a) Festlegung der elektrischen Knoten K_{Li} und Maschen anhand der magnetischen Ersatzschaltung in Abbildung 3.3.



(b) Nach Dualitätsprinzip abgeleiteter elektrischer Kreis.

Abbildung 3.4: Herleitung der elektrischen Ersatzschaltung des Drehstromtransformators aus der magnetischen Ersatzschaltung anhand des Dualitätsprinzips zwischen elektrischen und magnetischen Größen.

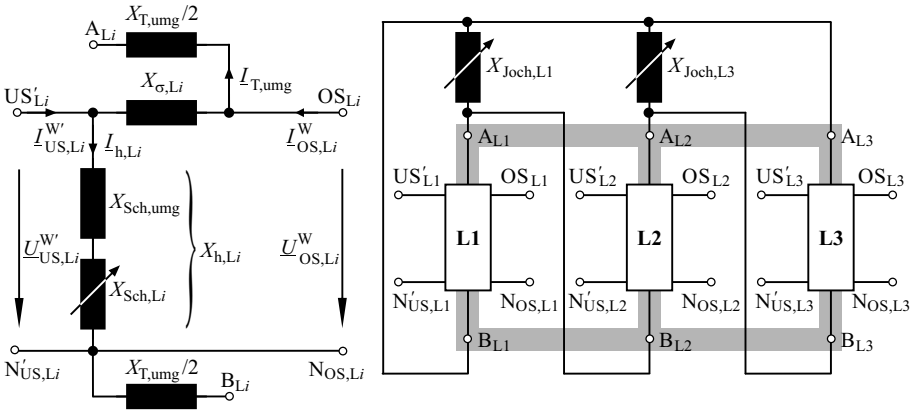
zungsverhältnis $\ddot{u}$. Das Übersetzungsverhältnis ist einerseits von den Windungszahlen W_{OS} und W_{US}, andererseits von der Schaltgruppe des Transformators über den Betrag der Strangspannung $U^{W}_{OS,Li}$ und $U^{W}_{US,Li}$ abhängig. Im Ersatzschaltplan des Schenkels sind die US-seitigen Größen auf



Ersatzschaltplan eines Schenkels (Vierpol)

Nachbildung eines Drehstromtransformators

(a) T-Ersatzschaltung.



Ersatzschaltplan eines Schenkels (Sechspol)

Nachbildung eines Drehstromtransformators

(b) TK-Ersatzschaltung.

Abbildung 3.5: Ersatzschaltungen des Drehstromtransformators in Leitergrößen.
Links der Ersatzschaltplan eines Schenkels; rechts Verschaltung im Drehstromsystem .
a) T-Ersatzschaltung
b) Topologisch korrektes Modell (TK-Ersatzschaltung)[4]

die OS-Seite mit dem Übersetzungsverhältnis $\ddot{u}$ transformiert und mit " ′ " gekennzeichnet. Die Darstellung des idealen Übertragers wird damit vermieden. Da alle elektrischen Betriebsmittel für eine Drehstromeinspeisung symmetrisch aufgebaut sind, wird die Nachbildung eines Drehstromtransformators mit drei getrennten Vierpolen vereinfacht. Wie anhand dieser Verschaltung sichtbar wird, entsteht keine Verbindung, welche den geometrischen Aufbau über Kopplungen berücksichtigt.

Für die Berücksichtigung der magnetischen Kopplung außerhalb der Stränge des Drehstromtransformators hat sich ein zweites Modell etabliert, welches anhand des Dualitätsprinzips zwischen elektrischen und magnetischen Größen entwickelt wird, s. Abbildung 3.4b. Nach der in Kapitel 3.1.4 beschriebenen Herleitung erhält man ein topologisch korrektes Modell eines Drehstromtransformators. Das Modell kann für die Betrachtung unsymmetrischer Netzzustände eingesetzt werden, um den elektrischen Pfad über das Nullsystem korrekt abzubilden [2], [54]. Bei der Nachbildung wird ein einzelner Schenkel als Sechspol nachgebildet, s. Abbildung 3.5b [4]. Das dritte Polpaar (A-B) wird für die Nachbildung der Umgebungsreaktanz des Transformators $3X_{\mathrm{T,umg}}$ benutzt, welche den magnetischen Fluss außerhalb des Eisenkerns berücksichtigt. Um eine bessere Symmetrie der elektrischen Ersatzschaltung und eine praktische Verbindungsmöglichkeit der Anschlüsse zu bekommen, wird die Aufteilung der Umgebungsreaktanz auf zwei gleichgroße Reaktanzen an den Klemmen A und B empfohlen [33]. Die Hauptfeldreaktanz $X_{\mathrm{h},Li}$ wird aus der hysteresebehafteten Reaktanz des Schenkels $X_{\mathrm{Sch},Li}$ und aus seiner Umgebungsreaktanz $X_{\mathrm{Sch,umg}}$ gebildet. Im Modell des Drehstromtransformators treten außerdem zwei hysteresebehaftete Reaktanzen des Jochs $X_{\mathrm{Joch},Li}$ auf. Diese drei neuen Induktivitäten werden im nächsten Abschnitt beschrieben und ihre Bedeutung für die Berechnung unsymmetrischer Netzzustände in Form eines Gleichungssystems diskutiert.

3.2.1 Modellierung der Reaktanzen

Im Folgenden werden die wichtigsten Reaktanzen des TK-Modells vorgestellt.

Reaktanz des Kessels $X_{\mathrm{T,umg}}$

Bei einem Ungleichgewicht der magnetischen Hauptflüsse und damit $\underline{\Phi}_{\mathrm{T,umg}} \neq 0$ nach Gleichung (3.2) schließen sich die Rückflüsse über mehrere parallele Pfade. Der Pfad selbst besteht aus mehreren Komponenten, wie z. B. Luft, Öl, Kessel und falls vorhanden einem zusätzlichen vierten und fünften Schenkel. Da die Reluktanz des Kessels kleiner als die Reluktanz der Luft ist, kann davon ausgegangen werden, dass der magnetische Fluss innerhalb des Kessels bleibt. Der Rückfluss $\underline{\Phi}_{\mathrm{T,umg},Li}$ über eine Umgebungsreluktanz $\mathcal{R}_{\mathrm{T,umg}}$ ist in Abbildung 3.3 dargestellt. In dieser Untersuchung wird die Umgebungsreluktanz $\mathcal{R}_{\mathrm{T,umg}}$ als eine konstante Reaktanz $X_{\mathrm{T,umg}}$ nachgebildet. Bei genauerer Analyse des Nullsystempfades wird die Nachbildung des Stahlkessels mit entsprechender Hysteresekurve des Stahls empfohlen [57]. Entsprechend Abbildung 3.5b werden die sechs Reaktanzen $X_{\mathrm{T,umg}}/2$ im Dreieck verschaltet unter Berücksichtigung der zwei hysteresebehafteten Jochreaktanzen $X_{\mathrm{Joch,L1}}$ und $X_{\mathrm{Joch,L3}}$.

Für eine bestimmte Frequenz kann diese Induktivität anhand eines Kurzschlussversuchs gemessen werden. Dafür wird eine Standardmessung der Nullsystemimpedanz für Dreiphasentransformatoren durchgeführt [15]. Außerhalb dieser Standardmessung können weitere Impedanzen bei Speisung mit einer einphasigen Spannungsquelle gemessen werden, welche die Parameter des Kerns oder der Ausgleichswicklung bestimmen [33], [58].

Reaktanz der Schenkelumgebung $X_{\mathrm{Sch,umg}}$

Die Reluktanz $\mathcal{R}_{\mathrm{Sch,umg}}$ bildet die Umgebung eines Schenkels nach und zwar den Abstand zwischen dem Schenkel und der inneren Wicklung. Bei der Annahme, dass die inneren Wicklungen identisch auf jedem Schenkel sind, ist diese Reluktanz für jeden Schenkel gleich.

Im ungesättigten Betrieb für $\mathcal{R}_{\mathrm{Sch,umg}} \gg \mathcal{R}_{\mathrm{Sch},Li}$ fließt der Gesamtfluss des Schenkels $\underline{\Phi}_{\mathrm{h},Li} \approx \underline{\Phi}_{\mathrm{Sch},Li} \gg \underline{\Phi}_{\mathrm{Sch,umg,Li}}$ über die Reluktanz $\mathcal{R}_{\mathrm{Sch},Li}$. Die Nachbildung der Reaktanz $\mathcal{R}_{\mathrm{Sch,umg}}$ ist besonders im Fall einer starken Sättigung des Eisenkerns wichtig, wenn sich ein Teil des magnetischen Flusses $\underline{\Phi}_{\mathrm{h},Li}$ außerhalb des Schenkels schließt. Nach Transformation in eine elektrische Größe ist

die Reaktanz $X_{\mathrm{Sch,umg}}$ in Reihe mit der Reaktanz des Schenkels $X_{\mathrm{Sch,Li}}$ geschaltet und trägt zur Spannungsbildung entlang der Spule bei, s. Abbildung 3.5b.

Die Größe der Reaktanz kann mithilfe von bekannten Datensätzen ausreichend genau abgeschätzt oder gemessen werden. Für Leistungstransformatoren kann die Reaktanz $X_{\mathrm{Sch,umg}}$ Werte zwischen 25 % und 66 % der Streureaktanz $X_{\sigma,\mathrm{Li}}$ betragen. In Abhängigkeit von der Transformatorleistung und dem erwarteten Einschaltstrom kann ein entsprechender Wert der Reaktanz gewählt werden [4], [59].

Hauptfeldreaktanz $X_{\mathrm{h},Li}$

Ein Betriebsmittel heißt linear, *"wenn die Beschreibungsgleichungen der Subsysteme lineare algebraische oder lineare Integral- und Differentialgleichungen sind"* [7]. Die Reaktanz eines Schenkels $X_{\mathrm{Sch},Li}$ mit ihrem Hystereseverhalten stellt ein nichtlineares Bauelement dar. Dadurch ist die Hauptfeldreaktanz $X_{\mathrm{h},Li}$ und der Transformator als Betriebsmittel ebenfalls nichtlinear.

Die detaillierte Nachbildung einer Wicklung erfolgt als Nachbildung der Spule L mit ihrem magnetischen Kern. Daraus resultiert eine Hysteresekurve der Wicklung, welche den Zusammenhang zwischen der magnetischen Flussdichte B und der magnetischen Feldstärke H beschreibt. Die Größen sind zur elektrischen Strangspannung $U_{\mathrm{Li}}^{\mathrm{W}}$ bzw. zum Magnetisierungsstrom $I_{\mathrm{h},Li}$ proportional. Die Verluste infolge der Wirbelströme im Eisen können als Konduktanz G_{Fe} zwischen den Klemmen US'_{Li} und $N'_{\mathrm{US,Li}}$ in der elektrischen Ersatzschaltung nachgebildet werden.

Bei der Auslegung der elektrischen Betriebsmittel werden zwei Typen von Elektroblech angewendet: ein elektrotechnischer GO-Stahl[3] und NGO-Stahl[4]. Zum Bau des Transformatorkerns wird ein kornorientiertes Elektroblech (GO-Stahl) verwendet, dessen Hysteresekurve exemplarisch in Abbildung 3.6a dargestellt ist. Für das Hystereseverhalten wird zwischen anhysteretischer und hysteretischer Kurve differenziert. Die anhysteretische Kurve entspricht einer Magnetisierungskennlinie ausgehend vom Arbeitspunkt $B = H = 0$ mit einer vorgegebenen Steigung $\mathrm{d}B/\mathrm{d}H$ bei ansteigendem Fluss $\Phi_{\mathrm{h},Li}$ im Eisenkern. Für die hysteretische Kurve (Hysteresekurve) existiert die Remanenz $B_{\mathrm{Remanenz}}^{H=0}$ und die Feldstärke $H_{\mathrm{Verluste}}^{B=0}$, welche für die Nachbildung des Einschaltvorgangs bzw. für die Nachbildung der Ummagnetisierungsverluste wichtig sind [60].

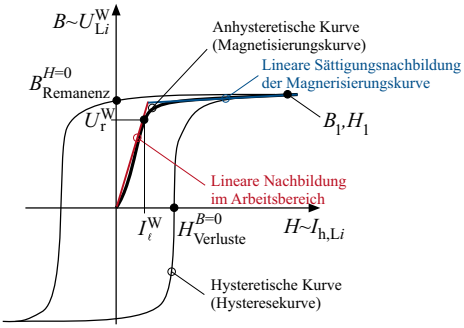
In Abbildung 3.6a sind Hysteresekurve und Magnetisierungskennlinie, sowie zwei lineare Teilkurven dargestellt. Im ungesättigten Arbeitsbereich verhält sich der Eisenkern annähernd linear und kann als konstante Induktivität nachgebildet werden. Außerhalb dieses Arbeitsbereiches werden Annahmen bezüglich der Sättigung des Kerns getroffen. Für gesättigte Spulen ist zu beachten, dass sich der magnetische Fluss $\underline{\Phi}_{\mathrm{h},Li}$ zwischen dem Eisenkern mit der Reluktanz $\mathcal{R}_{\mathrm{Sch},Li}$ und seiner Umgebung mit der Reluktanz $\mathcal{R}_{\mathrm{Sch,umg}}$ aufteilt. Durch eine steigende Reluktanz $\mathcal{R}_{\mathrm{Sch},Li}$ (Sättigungseffekt des magnetischen Materials) wird sich ein immer größerer Anteil des Flusses außerhalb des Eisenkerns schließen. Im magnetischen Kreis des Transformators, s. Abbildung 3.3, bilden die drei veränderlichen Reluktanzen $\mathcal{R}_{\mathrm{Sch},Li}$ und die drei konstanten Reluktanzen $\mathcal{R}_{\mathrm{Sch,umg}}$ die Hauptfeldreluktanz $\mathcal{R}_{\mathrm{h},Li}$ nach.

Zur korrekten Modellierung des Transformators für niederfrequente Vorgänge muss eine Sättigungskennlinie des Kerns oder das vollständige Hystereseverhalten berücksichtigt werden, s. Tabelle 3.1. Eine Sättigung kann zweifach modelliert werden:

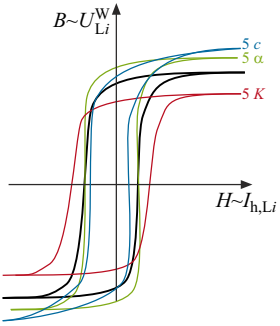
- Aufteilung der Sättigungskennlinie in zwei lineare Bereiche mit einem Kniepunkt um den Arbeitspunkt bei der Bemessungsspannung. Bei dieser Methode ist ein unstetiger Übergang

[3] GO-Stahl: kornorientiertes Elektroblech, Transformatorenblech genannt.

[4] NGO-Stahl: nicht kornorientiertes Elektroblech, Motorenblech genannt.



(a) Hysteresekurve und Nachbildung der Sättigungseffekte nach [4].



(b) Beispielhafte Parameteranpassung einer Hysteresekurve mithilfe des Jiles-Atherton-Modells.

Abbildung 3.6: Modellierung der Hysteresekurve einer Spule mit einem magnetischen Kern.
a) Exemplarische Hysteresekurve
b) Flexibilität des Jiles-Atherton-Modells bei der Anpassung der Hysteresekurve

zwischen den zwei Bereichen vorhanden. Ist eine starke Sättigung des Kerns zu erwarten, darf der physikalische Wert der maximalen Flussdichte B_{max} nicht überschritten werden.

- Nachbildung der Sättigungskennlinie mithilfe der Magnetisierungskurve des magnetischen Materials

Zur Nachbildung der Hysteresekurve wurden mathematische Modelle entwickelt. Als derzeitiger Standard hat sich das Jiles-Atherton-Modell [61], [62] für hysteresebehaftete Elemente etabliert. Das Modell bietet die genaue Nachbildung des magnetischen Hystereseverhaltens mit der Magnetisierungskennlinie eines GO-Stahls. In Tabelle 3.2 sind die benötigten Parameter und deren Bedeutung aufgelistet. In Abbildung 3.6b ist der Einfluss der drei relevanten Parameter des Modells c, K und α auf die resultierende Hysteresekurve bei gleichbleibender Strangspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}$

Tabelle 3.2: Parameter für die Nachbildung einer Hysteresekurve nach dem Jiles-Atherton-Modell.

Modell	Annahme	Bedeutung
B_1 in T	2,008	Punkt der anhysteretischen Kurve
H_1 in A/m	9721	Punkt der anhysteretischen Kurve
$\mathrm{d}B/\mathrm{d}H$ in p.u.	0,04	Steigung der anhysteretischen Kurve bei $H = 0$
c in p.u.	0,03	Faktor für die reversible Magnetisierung
K in p.u.	35	Parameter zur Beeinflussung der Feldstärke $H_{\mathrm{Verluste}}^{\mathrm{B=0}}$
α in p.u.	$4 \cdot 10^{-6}$	Parameter zur Beeinflussung der Flussdichte $B_{\mathrm{Remanenz}}^{\mathrm{H=0}}$

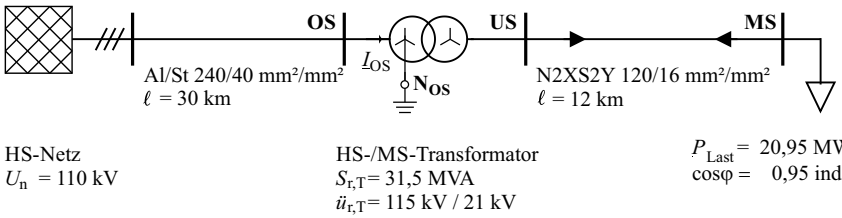


Abbildung 3.7: Modellnetz zum Vergleich der Nachbildungen der Hauptinduktivität eines HS-/MS-Transformators.

dargestellt. Mithilfe dieser Parameter können die relevanten Arbeitspunkte der Hysteresekurve $B^{H=0}_{\text{Remanenz}}$ und $H^{B=0}_{\text{Verluste}}$ angepasst werden.

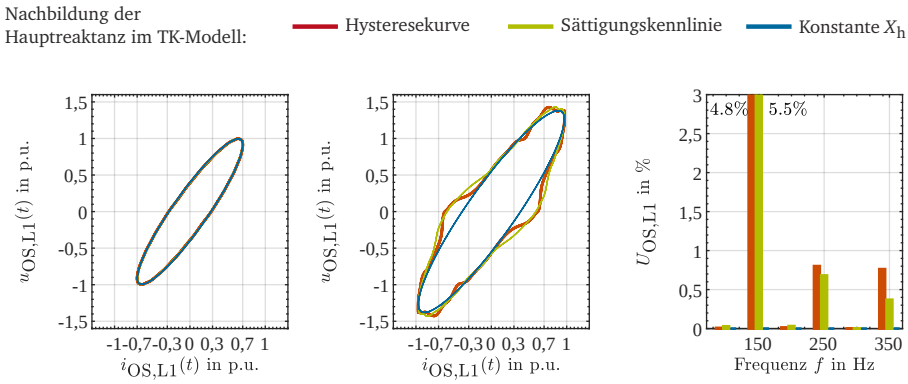
Um die Unterschiede bei der Modellierung der Hauptreaktanz $X_{\text{h,L}i}$ zu zeigen, wird eine Untersuchung mithilfe des TK-Modells durchgeführt. Für die Untersuchung wird das Modellnetz aus Abbildung 4.1 (vereinfacht in Abbildung 3.7 dargestellt) ausgewählt. Als Last wird eine konstante Lastimpedanz $\underline{Z}_{\text{Last}} = (13{,}3 + \text{j}4{,}3715)\,\Omega$ angenommen, welche eine Leistung von $0{,}7 \cdot S_{\text{r,T}}$ bei Netznennspannung bezieht. Die Lastimpedanz bleibt unverändert in der Untersuchung.

Basierend auf den Ergebnissen kann beurteilt werden, welchen Einfluss die Modellierungsansätze für die Netzberechnung haben. In der Untersuchung wird zwischen drei Modellen unterschieden:

- Nachbildung der Hysteresekurve nach dem Jiles-Atherton-Modell, s. Tabelle 3.2, ("Hysteresekurve" in Abbildung 3.8).
- Nachbildung mit Sättigungskennlinie $U^{\text{W}}_{\text{h,L}i}\left(I_{\text{h,L}i}\right)$ und einem Magnetisierungsstrom, s. Anhang, Abbildung A.3a, ("Sättigungskennlinie" in Abbildung 3.8).
- Nachbildung mit einer konstanten Induktivität $L_{\text{h,L}i}$, ("Konstante X_{h}" in Abbildung 3.8).

Mithilfe des UI-Diagramms wird das nichtlineare Verhalten zwischen Spannung und Strom beobachtet. Bei einem sinusförmigen Zeitverlauf der Spannung $u(t) = \hat{u}\sin\left(\omega t + \varphi_{\text{U}}\right)$ und des Stromes $i(t) = \hat{i}\sin\left(\omega t + \varphi_{\text{I}}\right)$ bildet sich eine Ellipse in der UI-Ebene. Je nach Impedanzwinkel $\varphi_{\text{Z}} = \varphi_{\text{U}} - \varphi_{\text{I}}$ ändert sich das Verhältnis zwischen Haupt- und Nebenachse der Ellipse. Ein Impedanzwinkel von $\varphi_{\text{Z}} = \pi/2$ entspricht einem Kreis, wenn beide Amplituden gleichgroß sind. Im Gegensatz dazu stimmt der Impedanzwinkel von $\varphi_{\text{Z}} = 0$ mit einer Geraden und dem Neigungswinkel von 45° überein. Somit geht eine Erkenntnis über das Verhältnis R/X der Last aus der Lage der Ellipsenachse hervor: Die Neigung α der Hauptachse zur Stromachse definiert das Verhältnis R/X. Des Weiteren charakterisiert das Verhältnis U/I den Impedanzbetrag $Z = \tan\alpha$. Anschließend kann eine komplexe Impedanz $\underline{Z}$ aus dem Betrag und Verhältnis R/X gebildet werden. Bei der vorgestellten Betrachtung wird nur die Grundschwingung mit linearen Zusammenhängen berücksichtigt.

In dieser Darstellungsform sind die drei Methoden zur Nachbildung der Hauptinduktivitäten bei zwei angelegten Strangspannungen $u_{\text{OS,L1}}$ in Abbildung 3.8 dargestellt. Im Betrieb mit der Netznennspannung U_{n}, s. Abbildung 3.8a, verhält sich der magnetische Kreis näherungsweise linear, daher ist die gleiche Ellipse für alle drei Modelle zu erkennen. Der Strom beträgt $I^{U\text{n}}_{\text{OS,L1}} = 0{,}71 \cdot I_{\text{r,T,OS}}$.



(a) Netznennspannung U_n **(b)** Überspannung $1{,}36 \cdot U_n$ **(c)** Frequenzspektrum $U_{OS,L1}$ bei Überspannung

Abbildung 3.8: Einfluss des YNy-Transformatormodells auf Strom und Frequenzspektrum der Spannung in Abhängigkeit der Spannung $U_{OS,Li}$.

Bei einer Überspannung von $1{,}36 \cdot U_n$, s. Abbildung 3.8b, welche eine starke Sättigung bewirkt, sind drei verschiedene Kurven für die Modellierungen zu erkennen. Bei konstanter Induktivität bleibt die Ellipse erhalten. Im Fall einer Nachbildung der Induktivität mit Hysteresekurve oder mit Sättigungskennlinie weicht der Verlauf von der Form einer Ellipse ab. Dadurch, dass die Lastimpedanz unverändert bleibt, erhöht sich der gemessene Strom, welcher bei konstanter Induktivität $I_{OS,L1}^{1,36Un} = 0{,}97 \cdot I_{r,T,OS}$ beträgt. Aufgrund des erhöhten Oberschwingungsgehalts beträgt der Strom $I_{OS,L1}^{1,36Un} = 0{,}99 \cdot I_{r,T,OS}$ für die nichtlinearen Nachbildungen.

Bei der Untersuchung der Überspannung wird sowohl auf die Abweichung der nichtlinearen Nachbildung von der linearen Nachbildung als auch auf die Oberschwingungen der Spannung eingegangen. Im UI-Diagramm sind die zwei Punkte besonders interessant, für welche die Spannung $u_{OS,L1}(t) = 0$ beträgt. In diesem Fall ist die Differenz zwischen linearer und nichtlinearer Nachbildung am größten. Diese Differenz ist auf die magnetischen Eigenschaften des Eisenkerns zurückzuführen, da beim Spannungsnulldurchgang eine maximale Flussdichte $B(t)$ erreicht wird. Diese Flussdichte verursacht eine von der Sättigung abhängige Feldstärke $H(B)$. Die höhere Feldstärke verursacht proportional einen höheren Magnetisierungsstrom I_h. Aufgrund der Überspannung ist die maximale Flussdichte höher als bei Netznennspannung und erreicht eine Sättigung mit einem höheren Magnetisierungsstrom im nichtlinearen Bereich. Die Nachbildungen als Hysteresekurve oder als Sättigungskennlinie erreichen näherungsweise gleiche Werte beim Spannungsnulldurchgang.

Die Spannung im Leiter L1 wird im Frequenzbereich analysiert, s. Abbildung 3.8c. Die drei Oberschwingungen mit den Frequenzen 150 Hz, 250 Hz und 350 Hz sind deutlich in den zwei Nachbildungen der Hauptreaktanzen zu erkennen, welche für die nichtlinearen Modelle mit Hysteresekurve oder mit Sättigungskennlinie auftreten. Für die Nachbildung als konstante Hauptreaktanz entstehen keine Oberschwingungen in der Wicklung, deswegen betragen die Werte im Frequenzspektrum Null. Diese Beobachtungen sind mit einem nichtlinearen Verlauf des Magneti-

sierungsstromes verbunden und aus der Literatur bekannt. In der Theorie enthält der Magnetisierungsstrom überwiegend die aufgezeigten Oberschwingungen [8], [63].

Die Unterschiede zwischen den beiden nichtlinearen Nachbildungen treten zum einen beim Spannungspegel der Oberschwingungen 150 Hz, 250 Hz und 350 Hz auf. Zum anderen wirkt die Hysteresekurve ab der Spannung $|u_{\mathrm{OS,L1}}(t)| > 0{,}95\,\mathrm{p.u.}$ stärker auf den Stromverlauf als die Sättigungskennlinie. Hierbei spielt die Remanenz bei $H = 0$ eine entscheidende Rolle. Im Fall einer Hysteresekurve existiert eine Reluktanz mit $B^{H=0}_{\mathrm{Remanenz}}$. Im Gegensatz dazu verläuft die Sättigungskennlinie immer über den Ursprung mit $B = H = 0$.

Aus der Untersuchung der drei Modelle folgt, dass die nichtlinearen Nachbildungsmethoden eine wichtige Rolle bei einer Überspannung und für die Nachbildung im Frequenzbereich spielen. Eine Spannungsänderung und eine Spannungsunsymmetrie wirken auf die Bildung ungleicher Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h,L}i}$, welche einen unterschiedlichen Magnetisierungsstrom bedingen. Gleichzeitig wirkt eine Sättigungskennlinie bzw. Hysteresekurve begrenzend auf den Leistungsfluss, sodass keine unendlich große Leistung übertragen wird. Diese physikalische Begrenzung tritt nicht bei linearer Nachbildung der Hauptinduktivität auf.

In den weiteren Untersuchungen dieser Arbeit wird die Hauptinduktivität mit einer Hysteresekurve nach Jiles Atherton nachgebildet. Dadurch werden die physikalischen Eigenschaften der Spule für die benötigten Untersuchungsszenarien genau modelliert.

3.2.2 Sternpunktbildung

Das Gleichungssystem des TK-Modells bezieht sich auf die Stranggrößen. Um Klemmengrößen auszurechnen, werden die Wicklungen je Spannungsseite miteinander verschaltet. Für einen typischen Drehstromtransformator sind drei Schaltungen der Wicklungen möglich: Sternschaltung, Dreieckschaltung und Zickzackschaltung. Für den Spaltenvektor der Strangspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L1L2L3}} = \begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L1}} & \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L2}} & \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L3}} \end{bmatrix}$ werden die Leiter-Erde-Spannungen $\underline{U}_{\mathrm{L1L2L3}}$ an den Klemmen je nach Schaltgruppe ermittelt. Es gelten folgende Zusammenhänge für die Sternschaltung, wobei die Klemmen $\mathrm{N}_{\mathrm{OS},Li}$ zum Knoten N_{OS} verbunden sind. Entsprechendes gilt für die US-Seite.

$$\left[\underline{U}_{\mathrm{L1L2L3}}\right] = \left[\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L1L2L3}}\right] + \begin{bmatrix} \underline{U}_{\mathrm{N}} & \underline{U}_{\mathrm{N}} & \underline{U}_{\mathrm{N}} \end{bmatrix} \tag{3.3a}$$

$$\underline{I}_{\mathrm{L1L2L3}} = \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L1L2L3}} \tag{3.3b}$$

Für die Dreieckschaltung mit der Phasendrehung um 150°, welche die Klemmen $\mathrm{N}_{\mathrm{OS},Li}$ mit den Klemmen $\mathrm{OS}_{\mathrm{L}j}$ bzw. $\mathrm{N}_{\mathrm{US},Li}$ mit $\mathrm{US}_{\mathrm{L}j}$ verbindet, gilt:

$$\left[\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L1L2L3}}\right] = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 1 \\ 1 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & -1 \end{bmatrix} \left[\underline{U}_{\mathrm{L1L2L3}}\right] \tag{3.4a}$$

$$\left[\underline{I}_{\mathrm{L1L2L3}}\right] = \begin{bmatrix} -1 & 1 & 0 \\ 0 & -1 & 1 \\ 1 & 0 & -1 \end{bmatrix} \left[\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L1L2L3}}\right] \tag{3.4b}$$

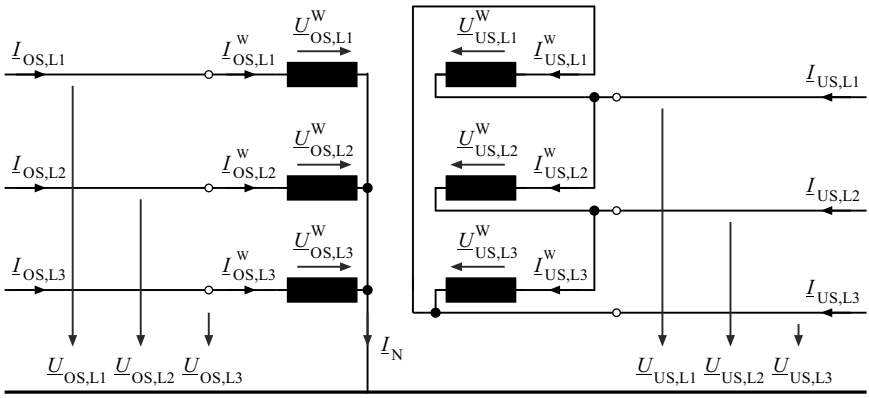


Abbildung 3.9: Schaltplan eines YNd5-Transformators mit den Strang- und Leitergrößen und niederohmig geerdetem Sternpunkt.

In Abbildung 3.9 ist die Schaltung eines YNd5-Transformators mit den Strang- und Leitergrößen dargestellt. Das komplexe Übertragungsverhältnis ist von der Anzahl der Windungen der OS- W_{OS} und US-Wicklung W_{US} abhängig und beträgt für diese Schaltgruppe:

$$\frac{\underline{U}_{\mathrm{OS,L}i}}{\underline{U}_{\mathrm{US,L}i}} = \sqrt{3}\frac{W_{\mathrm{OS}}}{W_{\mathrm{US}}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}5\pi/6} \tag{3.5}$$

Die Sternschaltung kann einen herausgeführten Sternpunkt N haben, welcher zur Sternpunktbehandlung der jeweiligen Spannungsebene genutzt wird. Je nach benötigter Sternpunktbehandlung kann der Sternpunkt niederohmig (niederohmige Sternpunkterdung mit $\underline{U}_{\mathrm{N}} = 0$) oder über eine Petersenspule (Netz mit Erdschlusskompensation) geerdet bzw. isoliert (Netz mit isoliertem Sternpunkt mit $\underline{I}_{\mathrm{N}} = 0$) betrieben werden [9]. An dem Sternpunkt gilt dann:

$$\sum_i \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L}i} = \underline{I}_{\mathrm{N}} \tag{3.6a}$$

$$\sum_i \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L}i} = -\frac{1}{3}\underline{U}_{\mathrm{N}} \tag{3.6b}$$

Ein herausgeführter Sternpunkt wird bei der Angabe der Schaltgruppe mit N oder n bezeichnet. Ist der Sternpunkt niederohmig oder über eine Petersenspule geerdet oder isoliert betrieben, muss es zusätzlich vermerkt werden. In dieser Arbeit wird die Sternpunktbehandlung eines Netzes entsprechend als niederohmige Sternpunkterdung (“niederohmig”), Erdschlusskompensation (“kompensiert”) oder isolierte Sternpunkterdung (“isoliert”) bezeichnet.

Der Strom $\underline{I}_{\mathrm{N}}$ entspricht einem Strom, der sich über Erde und drei Leiter schließt. Abhängig von der Netznennspannung ist der zulässige Erdschluss-Reststrom I_{Rest} in DIN VDE 0845-6-2 [23] definiert. Für ein 20-kV- und 110-kV-Netz beträgt dieser $I_{\mathrm{Rest}} = 60\,\mathrm{A}$ bzw. $130\,\mathrm{A}$.

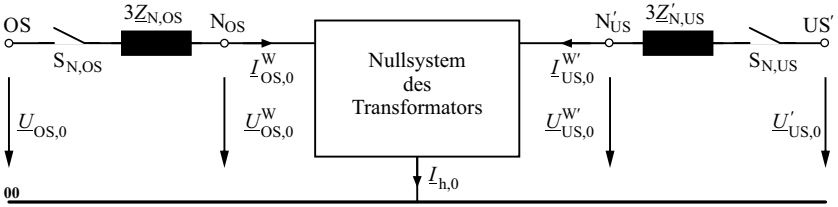


Abbildung 3.10: Nachbildung des Sternpunktes im Nullsystem.

Abbildung der Sternpunktbehandlung im Nullsystem

In den Abbildungen 3.11 und 3.15 sind die Ersatzschaltpläne des Transformators der T-Ersatzschaltung und der TK-Ersatzschaltung im Nullsystem dargestellt. Die Klemmenbezeichnung dieser Darstellungen bezieht sich auf den Sternpunkt N_{OS} oder N_{US} des Transformators. Um die Ersatzschaltpläne um die jeweiligen Sternpunktbehandlung zu erweitern muss einerseits die Schaltgruppe des Transformators, andererseits die Impedanz $\underline{Z}_N$ zwischen jeweiligem Sternpunkt und Erde berücksichtigt werden, s. Abbildung 3.10.

Für die Nachbildung einer Schaltung werden die Schalter $S_{N,OS}$ und $S_{N,US}$ angewendet. Sie bilden einen möglichen Stromkreis über Erde auf der OS- bzw. US-Seite nach. Im Fall eines geerdeten Sternpunktes wird der Schalter geschlossen und bei ungeerdetem Sternpunkt geöffnet.

Die Sternpunktimpedanz $\underline{Z}_N$ wird im Nullsystem als ein Längselement mit dem dreifachen Wert $3\underline{Z}_N$ nachgebildet. Ist die Sternschaltung mit dem ausgeführten Sternpunkt niederohmig geerdet, beträgt die Impedanz $\underline{Z}_N = 0$ und im Fall des isolierten Sternpunktes $\underline{Z}_N \to \infty$.

In Abbildung 3.10 ist die Nachbildung des Nullsystems des Transformators als Vierpol mit der Berücksichtigung der Sternpunktimpedanz $\underline{Z}_{N,OS}$ und $\underline{Z}'_{N,US}$ und den Schaltern $S_{N,OS}$, $S_{N,US}$ dargestellt.

Sternpunktbelastbarkeit

Bei einem Nullsystemstrom muss beachtet werden, welchen thermischen Belastungen der Kern ausgesetzt ist. Man spricht von Sternpunktbelastbarkeit. Sie bestimmt den maximal zulässigen Strom, der über den Sternpunkt fließen darf, sodass keine unzulässig hohe Zusatzverluste in Konstruktionsteilen und in den Kesselwandabschirmungen durch den sich infolge der Sternpunktbelastung ausbildenden gleich orientierten Fluss in allen drei Kernschenkeln entstehen.

Bei der Untersuchung unsymmetrischer Netzzustände ist somit zu beachten, wie stark der Sternpunkt belastet wird. Mit einer steigenden Unsymmetrie erhöhen sich die unsymmetrische Auslastung der Schenkel und die magnetische Flussdichte außerhalb des Kerns. Beide zusammen führen zur erhöhten thermischen Belastung des Transformators. Ein Indikator für die unsymmetrische Auslastung ist die Spannung- und Strommessung im Sternpunkt. Somit ist besonders bei der Untersuchung unsymmetrischer Netzzustände zu beachten, wie stark der Sternpunkt belastet wird. Die Sternpunktbelastbarkeit hängt mit der Nullsystemreaktanz bzw. mit der Umgebungsreaktanz zusammen. Transformatoren, die eine Nullsystemreaktanz bis zum 2,4-fachen der Mitsystemreaktanz haben, sind voll sternpunktbelastbar. Zu dieser Gruppe gehören Transformatoren mit einer Dreieck- oder einer Dreieckausgleichswicklung, s. Tabelle 3.3 im folgenden Kapitel. Bei der Schaltgruppe YNy ohne Ausgleichswicklung darf die dauerhafte Sternpunktbelastbarkeit nicht mehr als 10 % des Bemessungsstromes betragen, oder 25 % für 1,5 Stunden [10]. Hiermit ist diese Schaltgruppe nicht voll sternpunktbelastbar.

Der Sternpunkt kann zusätzlich durch das nichtlineare Verhalten des Transformators belastet werden. Aufgrund des Sättigungseffekts kommt es zur physikalischen Begrenzung des magnetischen Flusses. Ein Beispiel für eine ungewollte Sättigung des Schenkels ist beim Einschaltvorgang eines leerlaufenden Transformators zu beobachten [60]. In diesem Vorgang schließt sich ein Teil des Flusses außerhalb des Eisenkerns und führt zu einem Ausgleichsfluss außerhalb des Eisenkerns. Dieser Strom beeinträchtigt die Spannung sowie den Strom im Sternpunkt.

3.3 Gleichungssystem der T-Ersatzschaltung

Ausgehend von der T-Ersatzschaltung eines Drehstromtransformators, s. Abbildung 3.5a, wird das Gleichungssystem in Leitergrößen aufgestellt [3]. Für den Spaltenvektor der Strangspannung der OS-Seite $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1L2L3}} = \begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1}} & \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L2}} & \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L3}} \end{bmatrix}$ und entsprechend für die US-Seite gilt:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1L2L3}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L1L2L3}} \end{bmatrix} = \mathrm{j} \underbrace{\begin{bmatrix} \mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_{\sigma,\mathrm{OS}}\right) & \mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h,L}i}\right) \\ \mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h,L}i}\right) & \mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X'_{\sigma,\mathrm{US}}\right) \end{bmatrix}}_{\underline{Z}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,T\text{-}ES}}} \begin{bmatrix} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1L2L3}} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L1L2L3}} \end{bmatrix} \tag{3.7}$$

Die Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,T\text{-}ES}}$ ist eine 6x6-Impedanzmatrix der T-Ersatzschaltung in Leitergrößen. Die Hauptdiagonalelemente stellen die Eingangsimpedanzen der jeweiligen Leiter dar. Die Hauptdiagonalelemente der 3x3-Untermatrizen $\mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h,L}i}\right)$ bilden die Koppelelemente zwischen OS- und US-Seite.

3.3.1 Transformation einer Impedanzmatrix in symmetrische Komponenten

Um einen Ersatzschaltplan in symmetrischen Komponenten darzustellen, wird die Impedanzmatrix transformiert. Bei der Transformation wird davon ausgegangen, dass eine vollbesetzte Impedanzmatrix in Leitergrößen $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}$ vorliegt. Die Hauptdiagonalelemente der Matrix sind die Selbstimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{s,L}i}$ und die Nebendiagonalelemente die Koppelimpedanzen $-\mathrm{j}M_{\mathrm{LiL}j}$.

Für eine 3x3-Matrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}$ mit den genannten Elementen $\underline{Z}_{\mathrm{s,L}i} = -\mathrm{j}M_{\mathrm{LiL}j}$ ergibt sich die transformierte Matrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}$ wie folgt:

$$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012} = \mathbf{T}_{012} \cdot \underbrace{\begin{bmatrix} \underline{Z}_{\mathrm{s,L1}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L2}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L3}} \\ -\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L1}} & \underline{Z}_{\mathrm{s,L2}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L3}} \\ -\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L1}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L2}} & \underline{Z}_{\mathrm{s,L3}} \end{bmatrix}}_{\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}} \cdot \mathbf{T}^{-1}_{012} \tag{3.8a}$$

$$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012} = \begin{bmatrix} \underline{Z}_0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,01}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,02}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,10}} & \underline{Z}_1 & \underline{Z}_{\mathrm{M,12}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,20}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,21}} & \underline{Z}_2 \end{bmatrix} \tag{3.8b}$$

Die Hauptdiagonalelemente sind die Eigenimpedanzen $\underline{Z}_0$, $\underline{Z}_1$ und $\underline{Z}_2$ im jeweiligen System und die Nebendiagonalelemente die Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M},ij}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M},ji}$ zwischen den Systemen.

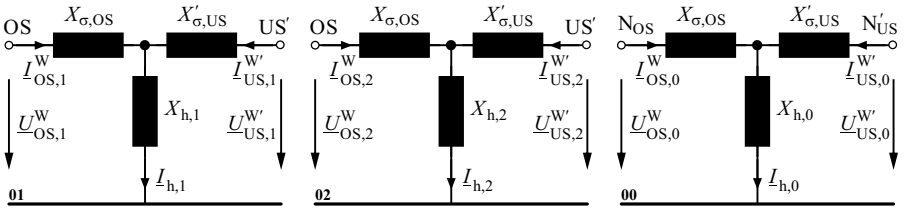


Abbildung 3.11: T-Ersatzschaltung eines Transformators in symmetrischen Komponenten bezogen auf die OS-Seite. Im Nullsystem ist die Sternpunktbehandlung nicht dargestellt.

Für einen Drehstromtransformator mit mehreren Schenkeln ist die Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}$ aufgrund magnetischer Kopplungen immer voll besetzt. Wenn die Nebendiagonalelemente der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}$ gleich sind, besteht die Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}$ nur aus den Hauptdiagonalelementen. Damit sind die einzelnen Systeme voneinander entkoppelt. Zusammenfassend führt eine symmetrische Kopplung der Leitergrößen zur Entkopplung der Systeme.

3.3.2 Gleichungssystem der T-Ersatzschaltung in symmetrischen Komponenten

Nach Transformation der Gleichung (3.7) erhält man folgendes Gleichungssystem in symmetrischen Komponenten, wenn der Transformator symmetrisch aufgebaut ist, d.h. es treten gleiche Streureaktanzen $X_\sigma = X_{\sigma,Li} \Longleftrightarrow \mathcal{R}_\sigma = \mathcal{R}_{\sigma,Li}$ auf:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}'}_{\mathrm{US},012} \end{bmatrix} = \mathrm{j} \begin{bmatrix} \mathrm{diag}\left(X_{\sigma,\mathrm{OS}} + X_{\mathrm{h},012}\right) & \mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h},012}\right) \\ \mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h},012}\right) & \mathrm{diag}\left(X'_{\sigma,\mathrm{US}} + X_{\mathrm{h},012}\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}'}_{\mathrm{US},012} \end{bmatrix} \tag{3.9a}$$

$$= \mathrm{j} \begin{bmatrix} \mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{T},012}\right) & \mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h},012}\right) \\ \mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h},012}\right) & \mathrm{diag}\left(X'_{\mathrm{T},012}\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}'}_{\mathrm{US},012} \end{bmatrix} \Longleftrightarrow X_{\sigma,\mathrm{OS}} = X'_{\sigma,\mathrm{US}} \tag{3.9b}$$

Die T-Ersatzschaltung eines linearen widerstandslosen Transformators in symmetrischen Komponenten ist schematisch in Abbildung 3.11 dargestellt und lässt sich aus Gleichung (3.9) ableiten [1], [64]. Die Reaktanzen X_σ im Mit- und Gegensystem sind gleich groß und ergeben sich aus der

Tabelle 3.3: Anhaltswerte eines Transformators für Nullsystem- und Hauptreaktanzen je Schaltgruppe und Anzahl der Schenkel für die niederohmige Sternpunkterdung (Sternpunkt $\mathrm{N} = \mathrm{N_{OS}}$ oder $\mathrm{n} = \mathrm{N_{US}}$ sind niederohmig geerdet) [1], [2], [64].

Schaltgruppe:	YNd oder Dyn		YNy[a)]		YNyd5[a)]
Anzahl der Schenkel:	3	5	3	5	3 oder 5
$X_{\mathrm{T},0}/X_{\mathrm{T},1}$	0,7 - 1,0	1,0	3 -10	10 - 100	1-2,4

[a)] Stark abhängig von der Transformatorleistung und vom Streufluss

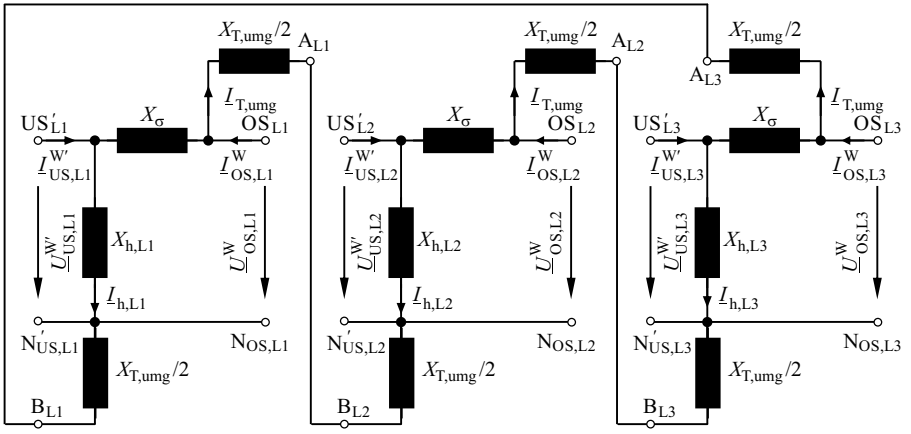


Abbildung 3.12: Ersatzschaltplan eines Drehstromtransformators zur Ableitung des Gleichungssystems. Die Reaktanz des Jochs wird vernachlässigt.

Kurzschlussmessung. Die gleich großen Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h},1}$ und $X_{\mathrm{h},2}$ ergeben sich aus der Leerlaufmessung. Im Nullsystem ist die Hauptreaktanz $X_{\mathrm{h},0}$ von der Schaltgruppe und der Anzahl der Schenkel abhängig. Typische Anhaltswerte können Tabelle 3.3 entnommen werden. Das Verhältnis $X_{\mathrm{T},0}/X_{\mathrm{T},1}$ hängt mit der Sternpunktbelastbarkeit zusammen, s. Abschnitt 3.2.2. Für Transformatoren mit voll belastbarem Sternpunkt gilt das Verhältnis $X_{\mathrm{T},0}/X_{\mathrm{T},1} < 2{,}4$.

3.4 Gleichungssystem des topologisch korrekten Modells

Für die Betrachtung des eingeschwungenen Zustands wird ein Gleichungssystem des Dreischenkeltransformators aus Abbildung 3.5b abgeleitet und zu einem Gleichungssystem mit den Koppelreaktanzen umgeformt. Es wird angenommen, dass der Transformator symmetrisch aufgebaut ist, d.h. es treten gleiche Streureaktanzen $X_\sigma = X_{\sigma,\mathrm{Li}} \Longleftrightarrow \mathcal{R}_\sigma = \mathcal{R}_{\sigma,\mathrm{Li}}$ auf. Darüber hinaus wird das Joch als ideal magnetisch leitfähig angenommen, d.h. die Reaktanz des Jochs $X_{\mathrm{Joch,L1}} = X_{\mathrm{Joch,L3}} \to \infty \Longleftrightarrow \mathcal{R}_{\mathrm{Joch,L1}} = \mathcal{R}_{\mathrm{Joch,L3}} = 0$. Die letzte Annahme ist notwendig, um ein übersichtliches Gleichungssystem aufzustellen und eine zur Netzberechnung verwendbare Ersatzschaltung abzuleiten. Für eine Nachbildung des Drehstromtransformators ergibt sich somit ein Ersatzschaltplan, welcher in Abbildung 3.12 dargestellt ist und bei der Ableitung der Gleichungssysteme verwendet wird.

Die Strangspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,Li}}$ ist von dem Spannungsfall entlang der Streu- und Hauptreaktanz und die Strangspannung $\underline{U}^{\mathrm{W'}}_{\mathrm{US,Li}}$ nur von dem Spannungsfall entlang der Hauptreaktanz abhängig. Für die Strangspannungen $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{Li}}$ an der OS- und US-Seite gilt somit:

$$\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,Li}} = \mathrm{j}X_\sigma\left(\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,Li}} - \underline{I}_{\mathrm{T,umg}}\right) + \mathrm{j}X_{\mathrm{h,Li}}\underbrace{\left(\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,Li}} + \underline{I}^{\mathrm{W'}}_{\mathrm{US,Li}} - \underline{I}_{\mathrm{T,umg}}\right)}_{\underline{I}_{\mathrm{h,Li}}} \tag{3.10a}$$

$$= \mathrm{j}\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,Li}}\left(X_{\mathrm{h,Li}} + X_\sigma\right) + \mathrm{j}\underline{I}^{\mathrm{W'}}_{\mathrm{US,Li}}X_{\mathrm{h,Li}} - \mathrm{j}\underline{I}_{\mathrm{T,umg}}\left(X_{\mathrm{h,Li}} + X_\sigma\right) \tag{3.10b}$$

$$\underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},Li} = \mathrm{j}X_{\mathrm{h},Li}\underline{I}_{\mathrm{h},Li} \tag{3.10c}$$

$$= \mathrm{j}\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},Li}X_{\mathrm{h},Li} + \mathrm{j}\underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},Li}X_{\mathrm{h},Li} - \mathrm{j}\underline{I}_{\mathrm{T,umg}}X_{\mathrm{h},Li} \tag{3.10d}$$

Des Weiteren wird die Gleichung des geschlossenen Kreises aufgestellt. Der Kreis umfasst jeweils drei Reaktanzen X_σ, drei Reaktanzen $X_{\mathrm{T,umg}}$ und drei Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h},Li}$. Der Strom $\underline{I}_{\mathrm{T,umg}}$ ist ein Kreisstrom, s. Abbildung 3.12. Er ergibt sich aus den drei parallelen Flüssen $\underline{\Phi}_{\mathrm{T,umg},Li}$, s. Abbildung 3.3. Die Summe aller Spannungsfälle entlang der Impedanzen beträgt nach dem Kirchhoff'schen Gesetz Null. Es gilt für $X_{\sigma,\mathrm{L1}} = X_{\sigma,\mathrm{L2}} = X_{\sigma,\mathrm{L3}}$ mit Gleichung (3.10a):

$$0 = \sum_i \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},Li} - \mathrm{j}3X_{\mathrm{T,umg}}\underline{I}_{\mathrm{T,umg}} \tag{3.11a}$$

$$= \mathrm{j}\sum_i \left[\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},Li}\left(X_{\mathrm{h},Li} + X_\sigma\right)\right] + \mathrm{j}\sum_i \left[\underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},Li}X_{\mathrm{h},Li}\right] - \mathrm{j}\sum_i \left[\underline{I}_{\mathrm{T,umg}}\left(X_{\mathrm{h},Li} + X_\sigma\right)\right] - \mathrm{j}3X_{\mathrm{T,umg}}\underline{I}_{\mathrm{T,umg}} \tag{3.11b}$$

$$= \mathrm{j}\sum_i \left[\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},Li}\left(X_{\mathrm{h},Li} + X_\sigma\right)\right] + \mathrm{j}\sum_i \left[\underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},Li}X_{\mathrm{h},Li}\right] - \mathrm{j}\underline{I}_{\mathrm{T,umg}}\left(\sum_i X_{\mathrm{h},Li} + 3X_\sigma + 3X_{\mathrm{T,umg}}\right) \tag{3.11c}$$

Zur Vereinfachung der Darstellung wird eine Reaktanz $X_\sum$ definiert:

$$X_\sum = \sum_i X_{\mathrm{h},Li} + 3X_\sigma + 3X_{\mathrm{T,umg}} = \sum_i \left(X_{\mathrm{h},Li} + X_\sigma + X_{\mathrm{T,umg}}\right) \tag{3.12}$$

Mit den Gleichungen 3.10 und 3.11 kann für den Spaltenvektor der Strangspannungen an der OS- und US-Seite $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L1L2L3}} = \begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L1}} & \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L2}} & \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L3}} \end{bmatrix}$ für den Spaltenvektor $X_{\sigma,\mathrm{L1L2L3}} = \begin{bmatrix} X_\sigma & X_\sigma & X_\sigma \end{bmatrix}$ folgendes Gleichungssystem aufgestellt werden. Das vollständige Gleichungssystem ist in Anhang G.1 zu finden.

$$\begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1L2L3}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L1L2L3}} \\ 0 \end{bmatrix} = \mathrm{j}\left[\begin{array}{ccc|ccc} \multicolumn{3}{c|}{\mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h},Li} + X_\sigma\right)} & \multicolumn{2}{c|}{\mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h},Li}\right)} & -X_{\mathrm{h},Li} - X_\sigma \\ \multicolumn{3}{c|}{\mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h},Li}\right)} & \multicolumn{2}{c|}{\mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h},Li}\right)} & -X_{\mathrm{h},Li} \\ \multicolumn{3}{c|}{X_{\mathrm{h,L1L2L3}} + X_{\sigma,\mathrm{L1L2L3}}} & \multicolumn{2}{c|}{X_{\mathrm{h,L1L2L3}}} & -X_\sum \end{array}\right] \begin{bmatrix} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1L2L3}} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L1L2L3}} \\ \underline{I}_{\mathrm{T,umg}} \end{bmatrix} \tag{3.13}$$

Der Term $\mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h},Li}\right)$ und $\mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h},Li} + X_\sigma\right)$ repräsentiert eine 3x3-Diagonalmatrix mit den drei Hauptreaktanzen der Leiter. Die letzte Zeile beschreibt eine elektrische Masche, welche einem geschlossenen magnetischen Kreis des Kerns entspricht. Sie berücksichtigt sowohl die Hauptfeldreaktanzen $X_{\mathrm{h},Li} \Leftrightarrow \mathcal{R}_{\mathrm{h},Li}$ als auch die Umgebungsreaktanz $X_{\mathrm{T,umg}} \Leftrightarrow \mathcal{R}_{\mathrm{T,umg}}$.

Weiterhin wird der Spannungsfall entlang der Umgebungsreaktanz $\underline{U}_{\mathrm{T,umg}} = \mathrm{j}3X_{\mathrm{T,umg}}\underline{I}_{\mathrm{T,umg}}$ definiert. Der Strom $\underline{I}_{\mathrm{T,umg}}$ ergibt sich als Summe aus den Strömen $\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS}}$ und $\underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US}}$ und kann somit aus dem Gleichungssystem eliminiert werden. Eine detaillierte Umrechnung ist in Anhang G.1 aufgeführt. Es ergibt sich folgendes Gleichungssystem:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1L2L3}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W\prime}}_{\mathrm{US,L1L2L3}} \end{bmatrix} = \mathrm{j} \begin{bmatrix} \mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right) + \boldsymbol{M}_{\mathrm{OSL}i\mathrm{L}j} & \mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h,L}i}\right) + \boldsymbol{M}_{\mathrm{OSUS,L}i\mathrm{L}j} \\ \mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h,L}i}\right) + \boldsymbol{M}_{\mathrm{USOS,L}i\mathrm{L}j} & \mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h,L}i}\right) + \boldsymbol{M}_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}j} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1L2L3}} \\ \underline{I}^{\mathrm{W\prime}}_{\mathrm{US,L1L2L3}} \end{bmatrix} \tag{3.14a}$$

$$= \underbrace{\begin{bmatrix} \underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,OS}} & \underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,OSUS}} \\ \underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,USOS}} & \underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3\prime}}_{\mathrm{T,US}} \end{bmatrix}}_{\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}} \begin{bmatrix} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1L2L3}} \\ \underline{I}^{\mathrm{W\prime}}_{\mathrm{US,L1L2L3}} \end{bmatrix} \tag{3.14b}$$

Die Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ ist eine 6x6-Impedanzmatrix des TK-Modells in Leitergrößen. Die Hauptdiagonalelemente entsprechen den Selbstimpedanzen $\underline{Z}_\mathrm{s}$ bzw. Selbstreaktanzen und die Nebendiagonalelemente den Koppelreaktanzen M. Mit der Annahme, dass die Hauptinduktivitäten nicht gleich groß sind $X_{\mathrm{h,L1}} \neq X_{\mathrm{h,L2}} \neq X_{\mathrm{h,L3}}$, ergeben sich vier ungleiche vollbesetzte 3x3-Untermatrizen $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T}}$ für die OS-, US-, OSUS- und USOS-Seite. Sie setzen sich jeweils aus der Diagonalmatrix $\mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h,L}i}\right)$ bzw. $\mathrm{diag}\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right)$ und der Koppelreaktanzmatrix $\boldsymbol{M}_{\mathrm{L}i\mathrm{L}j}$ zusammen. Der Index LiLj sagt aus, dass die Koppelreaktanzen $M_{\mathrm{L}i\mathrm{L}j}$ zwischen den Leitern L1L2, L1L3 und L2L3 in der Reaktanz enthalten sind. Für die Hauptdiagonalelemente beträgt $i = j$. Die Koppelreaktanzmatrix $\boldsymbol{M}_{\mathrm{L}i\mathrm{L}j}$ ist voll besetzt:

$$\boldsymbol{M}_{\mathrm{L}i\mathrm{L}j} = -\begin{bmatrix} M_{\mathrm{L1L1}} & M_{\mathrm{L1L2}} & M_{\mathrm{L1L3}} \\ M_{\mathrm{L2L1}} & M_{\mathrm{L2L2}} & M_{\mathrm{L2L3}} \\ M_{\mathrm{L3L1}} & M_{\mathrm{L3L2}} & M_{\mathrm{L3L3}} \end{bmatrix} \tag{3.15}$$

Die Koppelreaktanzen $M_{\mathrm{L}i\mathrm{L}j}$ werden bei der Berücksichtigung aller Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h,L}i}$, der Streureaktanzen X_σ und Umgebungsreaktanzen $X_{\mathrm{T,umg}}$ unterschiedlich je Untermatrix und Spannungsseite definiert, s. Gleichung (3.16). Die Koppelreaktanzmatrix $\boldsymbol{M}_{\mathrm{L}i\mathrm{L}j}$ nimmt für jede der vier Untermatrizen unterschiedliche Werte an. Für die OS- und US-Seite ist die Koppelreaktanzmatrix $\boldsymbol{M}_{\mathrm{L}i\mathrm{L}j}$ um ihre Hauptdiagonale symmetrisch, d.h. die Koppelreaktanzen $M_{\mathrm{OS,L}j\mathrm{L}i} = M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j}$ und $M_{\mathrm{US,L}j\mathrm{L}i} = M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}j}$. Für die OSUS- und USOS-Seite ist die Symmetrie der Elemente LiLj $\neq$ LjLi nicht gegeben.

$$M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j} = \frac{\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right)\left(X_{\mathrm{h,L}j} + X_\sigma\right)}{X_\Sigma} \overset{i=j}{\Longrightarrow} \frac{\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right)^2}{X_\Sigma} \tag{3.16a}$$

$$M_{\mathrm{OSUS,L}i\mathrm{L}j} = \frac{\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right)X_{\mathrm{h,L}j}}{X_\Sigma} \overset{i=j}{\Longrightarrow} \frac{\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right)X_{\mathrm{h,L}i}}{X_\Sigma} \tag{3.16b}$$

$$M_{\mathrm{USOS,L}i\mathrm{L}j} = \frac{X_{\mathrm{h,L}i}\left(X_{\mathrm{h,L}j} + X_\sigma\right)}{X_\Sigma} \overset{i=j}{\Longrightarrow} \frac{X_{\mathrm{h,L}i}\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right)}{X_\Sigma} \tag{3.16c}$$

$$M_{\mathrm{US,LiLj}} = \frac{X_{\mathrm{h,Li}} X_{\mathrm{h,Lj}}}{X_{\sum}} \quad \overset{i=j}{\Longrightarrow} \quad \frac{X_{\mathrm{h,Li}}^2}{X_{\sum}} \tag{3.16d}$$

Die Reaktanz $X_{\sum}$ entspricht der Summe aller Reaktanzen entlang des geschlossenen Kreises im Transformator, s. Gleichung (3.12). Das TK-Modell ist im Vergleich zur T-Ersatzschaltung nicht symmetrisch bezüglich der Hauptreaktanz $X_{\mathrm{h,Li}}$ aufgebaut. Es tritt eine unterschiedliche Reaktanz M_{LiLj} für OS- und US-Seite auf.

3.4.1 Ableitung des topologisch korrekten Modells in symmetrischen Komponenten

Um einen Ersatzschaltplan des TK-Modells in symmetrischen Komponenten darzustellen, wird das Gleichungssystem des TK-Modells, s. Gleichung (G.1e), in dieser Arbeit erstmals in symmetrische Komponenten transformiert. Setzt man ungleiche Hauptinduktivitäten $X_{\mathrm{h,L1}} \neq X_{\mathrm{h,L2}} \neq X_{\mathrm{h,L3}}$ voraus, nehmen die Nebendiagonalelemente einen Wert $M_{\mathrm{LiLj}} \neq 0$ an und koppeln die Stränge miteinander. Die Transformation erfolgt nach Gleichung (3.8a).

Das Gleichungssystem des Transformators nimmt folgende Form an:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_{\mathrm{OS,012}}^{\mathrm{W}} \\ \underline{U}_{\mathrm{US,012}}^{\mathrm{W\prime}} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,OS}}^{012} & \underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,OSUS}}^{012} \\ \underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,USOS}}^{012} & \underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,US}}^{012\prime} \end{bmatrix}}_{\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}^{012}} \begin{bmatrix} \underline{I}_{\mathrm{OS,012}}^{\mathrm{W}} \\ \underline{I}_{\mathrm{US,012}}^{\mathrm{W\prime}} \end{bmatrix} \tag{3.17}$$

Die Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}^{012}$ bezeichnet eine 6x6-Matrix des TK-Modells in symmetrischen Komponenten. Die Hauptdiagonalelemente der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}^{012}$ stellen die Eigenimpedanzen des Transformators dar. Die vier Untermatrizen $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T}}^{012}$ entsprechen je einer vollbesetzten 3x3-Matrix:

$$\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T}}^{012} = \begin{bmatrix} \underline{Z}_{\mathrm{T,0}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,01}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,02}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,10}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,1}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,12}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,20}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,21}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,2}} \end{bmatrix} \tag{3.18}$$

Die Elemente jeder Untermatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T}}^{012}$ werden durch die Summation einzelner Selbst- und Koppelreaktanzen ($\underline{Z}_{\mathrm{s,Li}}$ und M_{LiLj}) ermittelt, wobei ihre komplexe Drehung bei der Transformation berücksichtigt werden muss, s. Gleichung (3.19) bzw. G.2i, Anhang. Dafür wird ein komplexer Spaltenvektor positiver Drehrichtung $\underline{k}_{\mathrm{SK,1}} = \begin{bmatrix} 1 & \underline{a}^2 & \underline{a} \end{bmatrix}$ und negativer Drehrichtung $\underline{k}_{\mathrm{SK,2}} = \begin{bmatrix} 1 & \underline{a} & \underline{a}^2 \end{bmatrix}$ definiert. Dieser komplexe Spaltenvektor $\underline{k}_{\mathrm{SK}}$ muss bei der geometrischen Summation berücksichtigt werden. Eine Ausnahme tritt für die Summe der Selbstimpedanzen auf der Hauptdiagonalen auf, wenn die Impedanzen direkt addiert werden. Die ausführliche formale Berechnung ist im Anhang, Gleichung (G.2) dargestellt.

$$
\begin{aligned}
\underline{\boldsymbol{Z}}^{012} = \frac{1}{3} \Bigg[& \begin{vmatrix} \sum_i \underline{Z}_{\mathrm{s,Li}} - [\,1 \;\; 1 \;\; 1\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LiLj}} - [\,1 \;\; 1 \;\; 1\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LjLi}} & \\ \underline{k}_{\mathrm{SK,2}} \underline{Z}_{\mathrm{s,L1L2L3}} - [\,1 \;\; 1 \;\; \underline{a} \,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LiLj}} - [\,\underline{a} \;\; \underline{a}^2 \;\; \underline{a}^2\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LjLi}} & \\ \underline{k}_{\mathrm{SK,1}} \underline{Z}_{\mathrm{s,L1L2L3}} - [\,1 \;\; 1 \;\; \underline{a}^2\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LiLj}} - [\,\underline{a}^2 \;\; \underline{a} \;\; \underline{a}\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LjLi}} & \end{vmatrix} \cdot \\
& \cdot \begin{vmatrix} \underline{k}_{\mathrm{SK,1}} \underline{Z}_{\mathrm{s,L1L2L3}} - [\,\underline{a}^2 \;\; \underline{a} \;\; \underline{a}\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LiLj}} - [\,1 \;\; 1 \;\; \underline{a}^2\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LjLi}} & \\ \sum_i \underline{Z}_{\mathrm{s,Li}} - [\,\underline{a}^2 \;\; \underline{a} \;\; \underline{a}^2\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LiLj}} - [\,\underline{a} \;\; \underline{a}^2 \;\; \underline{a}\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LjLi}} & \\ \underline{k}_{\mathrm{SK,2}} \underline{Z}_{\mathrm{s,L1L2L3}} - [\,\underline{a}^2 \;\; \underline{a} \;\; 1\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LiLj}} - [\,\underline{a}^2 \;\; \underline{a} \;\; 1\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LjLi}} & \end{vmatrix} \cdot \\
& \cdot \begin{vmatrix} \underline{k}_{\mathrm{SK,2}} \underline{Z}_{\mathrm{s,L1L2L3}} - [\,\underline{a} \;\; \underline{a}^2 \;\; \underline{a}^2\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LiLj}} - [\,1 \;\; 1 \;\; \underline{a}\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LjLi}} & \\ \underline{k}_{\mathrm{SK,1}} \underline{Z}_{\mathrm{s,L1L2L3}} - [\,\underline{a} \;\; \underline{a}^2 \;\; 1\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LiLj}} - [\,\underline{a} \;\; \underline{a}^2 \;\; 1\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LjLi}} & \\ \sum_i \underline{Z}_{\mathrm{s,Li}} - [\,\underline{a} \;\; \underline{a}^2 \;\; \underline{a}\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LiLj}} - [\,\underline{a}^2 \;\; \underline{a} \;\; \underline{a}^2\,] \cdot \mathrm{j}M_{\mathrm{LjLi}} & \end{vmatrix} \Bigg]
\end{aligned}
\tag{3.19}
$$

Die Koppelreaktanzen $M_{\mathrm{OSUS,LiLj}}$ und $M_{\mathrm{USOS,LiLj}}$, s. Gleichungen (3.16b) und (3.16c) nehmen für die Elemente L*i*L*j* und L*j*L*i* unterschiedliche Werte an. Damit sind die Koppelreaktanzmatrizen $\boldsymbol{M}_{\mathrm{OSUS,LiLj}}$ und $\boldsymbol{M}_{\mathrm{USOS,LiLj}}$ nicht symmetrisch zu ihrer Hauptdiagonalen. Bei der Transformation werden die resultierenden Untermatrizen $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,OSUS}}^{\mathrm{L1L2L3}}$ und $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,USOS}}^{\mathrm{L1L2L3}}$ nach Gleichung (3.19) berechnet. Jedes Element wird anhand der drei Selbstimpedanzen und der sechs Koppelreaktanzen bestimmt.

Demgegenüber gilt $M_{\mathrm{LiLj}} = M_{\mathrm{LjLi}}$ für die Koppelreaktanzmatrizen $\boldsymbol{M}_{\mathrm{OS,LiLj}}$ und $\boldsymbol{M}'_{\mathrm{US,LiLj}}$ nach den Gleichungen (3.16a) und (3.16d). Damit sind die beiden Koppelreaktanzmatrizen jeweils zur Hauptdiagonalen symmetrisch. Die Berechnung der Impedanzen $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,OS}}^{012}$ und $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,US}}^{012\prime}$ wird unter dieser Annahme vereinfacht und nach Gleichung (G.2l) ermittelt. Für die Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M},ij} = Z_{\mathrm{M},ij} \mathrm{e}^{\mathrm{j}(\pi/2+\varphi_{ij})}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M},ji} = Z_{\mathrm{M},ji} \mathrm{e}^{\mathrm{j}(\pi/2-\varphi_{ji})}$ gilt $Z_{\mathrm{M},ij} = Z_{\mathrm{M},ji}$ und $\varphi_{ij} = \varphi_{ji}$.

3.4.2 Analyse der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}^{012}$

Die Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}^{012}$ besteht aus vier 3x3-Untermatrizen. Die Untermatrizen $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,OS}}^{012}$ und $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,US}}^{012}$ stellen die Eigenimpedanzmatrizen der OS- und US-Seite dar, für welche die jeweiligen Strangspannungen von den Strömen gleicher Spannungsebene abhängig sind. Im Gegensatz dazu beschreiben die Untermatrizen $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,OSUS}}^{012}$ und $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,USOS}}^{012}$ die Koppelimpedanz zwischen den Strömen an der OS- und US-Seite des Transformators. Des Weiteren werden die Elemente der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}^{012}$ beschrieben, die für die Erstellung des TK-Ersatzschaltplans in symmetrischen Komponenten benötigt werden.

Zuerst werden die Impedanzen $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,OS}}^{012}$ und $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,US}}^{012}$ bei Unsymmetrie der Hauptreaktanzen analysiert. Dafür werden zwei Terme ΔM_{T} und $\Delta \underline{Z}_{\mathrm{T}} = \underline{Z}_{\mathrm{T,OS}} - \underline{Z}_{\mathrm{T,US}}$ definiert. Der Term ΔM_{T} beschreibt die Änderungen der Koppelreaktanzen M, welche sich aufgrund einer Unsymmetrie der Hauptreaktanzen auf die Impedanzmatrix des jeweiligen Systems auswirken.

Eigenimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},1}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},1}$ ($\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},2}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},2}$)

Als erstes wird die Mitsystemimpedanz betrachtet, die genauso groß wie im Gegensystem angenommen wird. Nach Gleichung G.2l betragen die Mitsystemimpedanzen:

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},1} = \frac{1}{3}\sum_i \underbrace{\left[\mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma - M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}i}\right)\right]}_{\underline{Z}_{\mathrm{s,OS,L}i}} + \frac{1}{3}\sum_{i,j,i<j} \mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j} \tag{3.20a}$$

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} = \frac{1}{3}\sum_i \underbrace{\left[\mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h,L}i} - M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}i}\right)\right]}_{\underline{Z}_{\mathrm{s,US,L}i}} + \frac{1}{3}\sum_{i,j,i<j} \mathrm{j}M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}j} \tag{3.20b}$$

wobei die Impedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{s,OS,L}i}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{s,US,L}i}$ nach Gleichung (3.14a) ermittelt werden. Des Weiteren wird der Term $\Delta M_{\mathrm{T},1}$ für die OS- und US-Seite definiert, wobei die Koppelreaktanzen nach den Gleichungen (3.16a) und (3.16d) zu berechnen sind:

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},1} = \frac{1}{3}\sum_i \mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right) - \frac{1}{3}\sum_i \mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}i} + \frac{1}{3}\sum_{i,j,i<j} \mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j} \tag{3.21a}$$

$$\Delta M_{\mathrm{T,OS},1} = -\frac{1}{3}\sum_i M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}i} + \frac{1}{3}\sum_{i,j,i<j} M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j} \tag{3.21b}$$

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} = \frac{1}{3}\sum_i \mathrm{j}X_{\mathrm{h,L}i} - \frac{1}{3}\sum_i \mathrm{j}M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}i} + \frac{1}{3}\sum_{i,j,i<j} \mathrm{j}M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}j} \tag{3.21c}$$

$$\Delta M_{\mathrm{T,US},1} = -\frac{1}{3}\sum_i M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}i} + \frac{1}{3}\sum_{i,j,i<j} M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}j} \tag{3.21d}$$

Somit betragen die Impedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{T},1,\mathrm{OS}}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T},1,\mathrm{US}}$:

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},1} = \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i \left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right) + \mathrm{j}\Delta M_{\mathrm{T,OS},1} \tag{3.22a}$$

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} = \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} + \mathrm{j}\Delta M_{\mathrm{T,US},1} \tag{3.22b}$$

Durch einen unsymmetrischen Zustand nehmen die Hauptinduktivitäten $X_{\mathrm{h,L}i}$ unterschiedliche Werte an. Dies hat zur Folge, dass die Zusammenhänge $\sum_i M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}i} = \sum_{i,j,i<j} M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j}$ und $\sum_i M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}i} = \sum_{i,j,i<j} M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}j}$ nicht mehr gegeben sind und die Terme $\Delta M_{\mathrm{T,OS},1}$ und $\Delta M_{\mathrm{T,US},1}$ positive oder negative Werte annehmen können. Letztendlich wird die Mitsystemimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},1}$ bzw. $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},1}$ beeinflusst, s. Gleichung (3.22). Gilt z. B. $\sum_i M_{\mathrm{L}i\mathrm{L}i} < \sum_{i,j,i<j} M_{\mathrm{L}i\mathrm{L}j}$, wird die Mitsystemimpedanz durch den unsymmetrischen Zustand erhöht.

Des Weiteren werden die Differenzen $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},1}$ und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},2}$ zwischen den Eigenimpedanzen an der OS- und US-Seite definiert. Die Koppelreaktanzen M_{OS} und M_{US} werden nach den Gleichungen (3.16) berechnet.

$$\begin{aligned}
\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},1} &= \underline{Z}_{\mathrm{T,OS},1} - \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} && \text{(3.23a)}\\
&= \mathrm{j}X_\sigma + \mathrm{j}\Delta M_{\mathrm{T,OS},1} - \mathrm{j}\Delta M_{\mathrm{T,US},1} && \text{(3.23b)}\\
&= \mathrm{j}X_\sigma - \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i \frac{\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right)^2}{X_\Sigma} + \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i \frac{X_{\mathrm{h,L}i}^2}{X_\Sigma} + \\
&\quad + \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_{i,j,i<j} \frac{\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right)\left(X_{\mathrm{h,L}j} + X_\sigma\right)}{X_\Sigma} - \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_{i,j,i<j} \frac{X_{\mathrm{h,L}i}X_{\mathrm{h,L}j}}{X_\Sigma} && \text{(3.23c)}\\
&= \mathrm{j}\left(X_\sigma - \frac{1}{3}\sum_i \frac{2X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma}{X_\Sigma} + \frac{1}{3}\sum_{i,j,i<j} \frac{X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma + X_{\mathrm{h,L}j}X_\sigma}{X_\Sigma}\right) && \text{(3.23d)}\\
&= \mathrm{j}X_\sigma \Longleftrightarrow \sum_{i,j,i<j}\left(X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma + X_{\mathrm{h,L}j}X_\sigma\right) = 2\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma && \text{(3.23e)}\\
\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},2} &= \underline{Z}_{\mathrm{T,OS},2} - \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2} && \text{(3.23f)}\\
&= \mathrm{j}\left(X_\sigma + \Delta M_{\mathrm{T,OS},2} - \Delta M_{\mathrm{T,US},2}\right) = \mathrm{j}X_\sigma && \text{(3.23g)}
\end{aligned}$$

Die beiden Differenzen sind konstant und gleich $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},1} = \Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},2} = \mathrm{j}X_\sigma$. Bei der Nachbildung des Transformators entspricht die Differenz der Eigenimpedanzen in Mit- und Gegensystem der Streureaktanz X_σ.

Eigenimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},0}$

Bei gleicher Vorgehensweise wie bei den Mitsystemimpedanzen gilt für die Nullsystemimpedanzen nach Gleichung (G.2l):

$$\begin{aligned}
\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0} &= \frac{1}{3}\sum_i \underbrace{\left[\mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma - M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}i}\right)\right]}_{\underline{Z}_{\mathrm{s,OS,L}i}} - \frac{2}{3}\sum_{i,j,i<j} \mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j} && \text{(3.24a)}\\
\underline{Z}_{\mathrm{T,US},0} &= \frac{1}{3}\sum_i \underbrace{\left[\mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h,L}i} - M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}i}\right)\right]}_{\underline{Z}_{\mathrm{s,US,L}i}} - \frac{2}{3}\sum_{i,j,i<j} \mathrm{j}M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}j} && \text{(3.24b)}
\end{aligned}$$

Die Impedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{s,OS,L}i}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{s,US,L}i}$ werden nach Gleichung (3.14a) ermittelt. Des Weiteren werden die Terme $\Delta M_{\mathrm{T,OS},0}$ und $\Delta M_{\mathrm{T,US},0}$ definiert:

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0} = \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i \left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right) - \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}i} - \frac{2}{3}\sum_{i,j,i<j} \mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j} \qquad \text{(3.25a)}$$

$$\Delta M_{\mathrm{T,OS},0} = -\frac{1}{3}\sum_i M_{\mathrm{OS,Li}Li} - \frac{2}{3}\sum_{i,j,i<j} M_{\mathrm{OS,Li}Lj} \tag{3.25b}$$

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,US},0} = \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} - \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i M_{\mathrm{US,Li}Li} - \frac{2}{3}\sum_{i,j,i<j} \mathrm{j}M_{\mathrm{US,Li}Lj} \tag{3.25c}$$

$$\Delta M_{\mathrm{T,US},0} = -\frac{1}{3}\sum_i M_{\mathrm{US,Li}Li} - \frac{2}{3}\sum_{i,j,i<j} M_{\mathrm{US,Li}Lj} \tag{3.25d}$$

Somit betragen die Impedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},0}$:

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0} = \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i \left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right) + \mathrm{j}\Delta M_{\mathrm{T,OS},0} \tag{3.26a}$$

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,US},0} = \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} + \mathrm{j}\Delta M_{\mathrm{T,US},0} \tag{3.26b}$$

Die Nullsystemimpedanz an der OS-Seite wird nach den Gleichungen (3.16a) erweitert:

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0} = \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i \left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right) - \mathrm{j}\frac{\overbrace{\frac{1}{3}\sum_i \left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right)^2}^{X_{\mathrm{h,L}i}^2 + 2X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma + X_\sigma^2}}{X_\Sigma} - \mathrm{j}\frac{\overbrace{\frac{2}{3}\sum_{i,j,i<j}\left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right)\left(X_{\mathrm{h,L}j} + X_\sigma\right)}^{X_{\mathrm{h,L}i}X_{\mathrm{h,L}j} + X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma + X_{\mathrm{h,L}j}X_\sigma + X_\sigma^2}}{X_\Sigma} \tag{3.27a}$$

$$= \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i \left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right) + \mathrm{j}\frac{-\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}^2 - \frac{2}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma - X_\sigma^2}{X_\Sigma} +$$

$$+ \mathrm{j}\frac{\overbrace{-\frac{2}{3}\sum_{i,j,i<j} X_{\mathrm{h,L}i}X_{\mathrm{h,L}j}}^{-\frac{2}{3}\left(\frac{1}{2}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} - \frac{1}{2}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}^2\right)} \quad \overbrace{-\frac{2}{3}\sum_{i,j,i<j}\left(X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma + X_{\mathrm{h,L}j}X_\sigma\right)}^{-\frac{4}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma} - 2X_\sigma^2}{X_\Sigma} \tag{3.27b}$$

$$= \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i \left(X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right) + \mathrm{j}\frac{-\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} - 2\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma - 3X_\sigma^2}{\underbrace{\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} + 3X_\sigma + 3X_{\mathrm{T,umg}}}_{X_\Sigma \text{ nach Gl. (3.12)}}}$$

$$= \mathrm{j}\frac{\left(\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma\right)\left(\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} + 3X_\sigma + 3X_{\mathrm{T,umg}}\right)}{\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} + 3X_\sigma + 3X_{\mathrm{T,umg}}} +$$

$$+\mathrm{j}\frac{-\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}-2\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma-3X_\sigma^2}{\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}+3X_\sigma+3X_{\mathrm{T,umg}}} \tag{3.27c}$$

$$=\mathrm{j}\frac{3X_{\mathrm{T,umg}}X_\sigma+\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}X_{\mathrm{T,umg}}}{\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}+3X_\sigma+3X_{\mathrm{T,umg}}} \tag{3.27d}$$

$$=\mathrm{j}\frac{X_{\mathrm{T,umg}}\left(X_\sigma+\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}\right)}{\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}+X_\sigma+X_{\mathrm{T,umg}}} \tag{3.27e}$$

Analog dazu wird die Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,US,0}}$ nach den Gleichungen (3.16d) erweitert:

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,US,0}} = \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}+\mathrm{j}\frac{-\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}^2}{X_\Sigma}+\mathrm{j}\frac{\overbrace{-\frac{2}{3}\left(\frac{1}{2}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}-\frac{1}{2}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}^2\right)}^{-\frac{2}{3}\sum_{i,j,i<j} X_{\mathrm{h,L}i}X_{\mathrm{h,L}j}}}{X_\Sigma} \tag{3.28a}$$

$$= \mathrm{j}\frac{\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}\left(\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}+3X_\sigma+3X_{\mathrm{T,umg}}\right)}{\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}+3X_\sigma+3X_{\mathrm{T,umg}}}+\mathrm{j}\underbrace{\frac{-\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}}{\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}+3X_\sigma+3X_{\mathrm{T,umg}}}}_{X_\Sigma \text{ nach Gl. (3.12)}} \tag{3.28b}$$

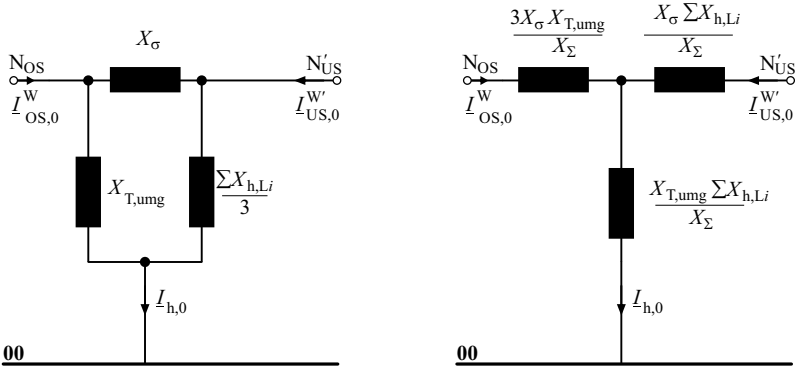
$$= \mathrm{j}\frac{3\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma+3\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}X_{\mathrm{T,umg}}}{3\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}+3X_\sigma+3X_{\mathrm{T,umg}}} \tag{3.28c}$$

$$= \mathrm{j}\frac{\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}\left(X_\sigma+X_{\mathrm{T,umg}}\right)}{\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}+X_\sigma+X_{\mathrm{T,umg}}} \tag{3.28d}$$

Aufgrund unterschiedlicher Impedanzen im Nullsystem kann die Differenz $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T,0}}$ definiert werden:

$$\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T,0}} = \underline{Z}_{\mathrm{T,OS,0}}-\underline{Z}_{\mathrm{T,US,0}} \tag{3.29a}$$

$$= \mathrm{j}\frac{X_\sigma\left(X_{\mathrm{T,umg}}-\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}\right)}{\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}+X_\sigma+X_{\mathrm{T,umg}}} \tag{3.29b}$$



(a) Dreieckförmige Anordnung der Reaktanzen. **(b)** Sternförmige Anordnung der Reaktanzen.

Abbildung 3.13: Nachbildung des Nullsystems in symmetrischen Komponenten.

Nach der Auswertung der Nullsystemimpedanzen $\underline{Z}_{T,OS,0}$ und $\underline{Z}_{T,US,0}$ ist zu erkennen, dass die Nullsystemimpedanzen aus der Parallelschaltung zweier Reaktanzen entstehen. An der OS-Seite besteht die Parallelschaltung aus den Reaktanzen $\frac{1}{3}\sum_i X_{h,Li} + X_\sigma$ und $X_{T,umg}$ und an der US-Seite aus den Reaktanzen $X_\sigma + X_{T,umg}$ und $\frac{1}{3}\sum_i X_{h,Li}$. Zur Nachbildung der beiden Eigenimpedanzen müssen die Reaktanzen dreieckförmig angeordnet werden (Dreieckschaltung), s. Abbildung 3.13a.

Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{T,OSUS,0}$ und $\underline{Z}_{T,USOS,0}$

Die Impedanz $\underline{\boldsymbol{Z}}^{L1L2L3}_{T,OSUS}$ nach den Gleichungen (3.14a) und (3.16b) ist vollbesetzt und nicht zur Hauptdiagonalen symmetrisch. Die Koppelreaktanzen betragen $M_{OSUS,LiLj} \neq M_{OSUS,LjLi}$. Die Impedanz $\underline{Z}_{OSUS,0}$ entspricht einem Drittel der Summe der Eigenimpedanzen $\underline{Z}_{s,OSUS,Li}$ und der Koppelimpedanzen $-\mathrm{j}M_{OSUS}$ für die Kopplung ij, s. Gleichung (3.19). Bei der Transformation in symmetrischen Komponenten gilt:

$$\begin{aligned}\underline{Z}_{T,OSUS,0} &= \frac{1}{3}\sum_i \underbrace{\underline{Z}_{s,OSUS,Li}}_{\mathrm{j}\left(X_{h,Li} - M_{OSUS,LiLi}\right)} - \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_{i,j,i\neq j} M_{OSUS,LiLj} \qquad (3.30a)\\ &= \mathrm{j}\frac{\frac{1}{3}\sum_i X_{h,Li}\sum_i X_{h,Li} + \sum_i X_{h,Li}X_\sigma + \sum_i X_{h,Li}X_{T,umg}}{\underbrace{\sum_i X_{h,Li} + 3X_\sigma + 3X_{T,umg}}_{X_\Sigma \text{ nach Gl (3.12)}}} +\end{aligned}$$

$$+\mathrm{j}\frac{\overbrace{-\frac{1}{3}\sum_i\left[\left(X_{\mathrm{h,L}i}+X_\sigma\right)X_{\mathrm{h,L}i}\right]}^{-\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}^2-\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma}}{\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}+3X_\sigma+3X_{\mathrm{T,umg}}}+\mathrm{j}\frac{\overbrace{-\frac{1}{3}\sum_{i,j,i\neq j}\left[\left(X_{\mathrm{h,L}i}+X_\sigma\right)X_{\mathrm{h,L}j}\right]}^{-\frac{1}{3}\left(\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}-\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}^2+2\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}X_\sigma\right)}}{\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}+3X_\sigma+3X_{\mathrm{T,umg}}} \tag{3.30b}$$

$$=\mathrm{j}\frac{\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}X_{\mathrm{T,umg}}}{\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}+3X_\sigma+3X_{\mathrm{T,umg}}} \tag{3.30c}$$

Darüber hinaus wird die Differenz zur Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},0}$ definiert, welche hilfreich bei der Erstellung der TK-Ersatzschaltung ist:

$$\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS},0}=\underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS},0}-\underline{Z}_{\mathrm{T,US},0} \tag{3.31}$$

Nach der Dreieck-Stern-Transformation ist die sternförmige Anordnung der Reaktanzen im Nullsystem möglich, s. Abbildung 3.13b. Es ist zu erkennen, dass der Querzweig nach der Dreieck-Stern-Transformation der Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS},0}$ entspricht.

Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M},ij}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M},ji}$

Für die Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M},ij}$ bedeutet der Index ij die Kopplung zwischen den zwei Systemen, wobei der Index j das System der Ursache und der Index i das System der Wirkung darstellen. Die Koppelimpedanzen an der OS- und US-Seite können aufgrund der Symmetrie um die Hauptdiagonale als $\underline{Z}_{\mathrm{M},ij}=\mathrm{j}M_{ij}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\varphi_{ij}}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M},ji}=\mathrm{j}M_{ij}\mathrm{e}^{-\mathrm{j}\varphi_{ij}}$ dargestellt werden. Sie stellen eine Koppelreaktanz M_{ij} mit einer Drehung φ_{ij} bzw. $-\varphi_{ij}$ für die Kopplung ji dar. Aus Gleichung (G.2l) ist zu erkennen, dass die Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M},01}=\underline{Z}_{\mathrm{M},20}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M},02}=\underline{Z}_{\mathrm{M},10}$ für die Impedanzmatrizen $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS}}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T,US}}$ gleichgroß sind. Sie werden mithilfe der gleichen Drehvektoren $\underline{k}_{\mathrm{SK}}$ gebildet.

Des Weiteren werden die Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21}$ als Beispiel der Koppelimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},ij}$ näher betrachtet. Bei dem vorhandenen Gegensystemstrom als Ursache wird die Mitsystemspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},1}$ um den zusätzlichen Spannungsfall von $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}\underline{I}_2$ beeinflusst. Die Koppelimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}$ beträgt:

$$\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}=\frac{\mathrm{j}}{3}\left[\underline{k}_{\mathrm{SK},1}\left(X_{\mathrm{h,L}i}-M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}i}\right)+2\underline{a}\underline{k}_{\mathrm{SK},2}M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j}\right] \tag{3.32a}$$

$$\begin{aligned}-\mathrm{j}3\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}=\;& X_{\mathrm{h,L}1}+\underline{a}^2X_{\mathrm{h,L}2}+\underline{a}X_{\mathrm{h,L}3}-\frac{1}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L}1}^2+2X_{\mathrm{h,L}1}X_\sigma+X_\sigma^2\right)+\\&-\frac{\underline{a}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L}2}^2+2X_{\mathrm{h,L}2}X_\sigma+X_\sigma^2\right)-\frac{\underline{a}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L}3}^2+2X_{\mathrm{h,L}3}X_\sigma+X_\sigma^2\right)+\\&+\frac{2\underline{a}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L}1}X_{\mathrm{h,L}2}+X_{\mathrm{h,L}2}X_\sigma+X_{\mathrm{h,L}1}X_\sigma+X_\sigma^2\right)+\\&+\frac{2\underline{a}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L}1}X_{\mathrm{h,L}3}+X_{\mathrm{h,L}3}X_\sigma+X_{\mathrm{h,L}1}X_\sigma+X_\sigma^2\right)+\end{aligned}$$

$$+\frac{2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}}+X_{\mathrm{h,L3}}X_\sigma+X_{\mathrm{h,L2}}X_\sigma+X_\sigma^2\right) \tag{3.32b}$$

$$\begin{aligned}=\ & X_{\mathrm{h,L1}}-\frac{1}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L1}}^2+\frac{2\underline{a}}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}}+\\ & +\underline{a}^2X_{\mathrm{h,L2}}-\frac{\underline{a}^2}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L2}}^2+\frac{2\underline{a}^2}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}}+\\ & +\underline{a}X_{\mathrm{h,L3}}-\frac{\underline{a}}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L3}}^2+\frac{2}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}}\end{aligned} \tag{3.32c}$$

und die Koppelimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21}$:

$$3\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} = \frac{\mathrm{j}}{3}\left[\underline{k}_{\mathrm{SK},2}\left(X_{\mathrm{h,L}i}-M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}i}\right)+2\underline{a}^2\underline{k}_{\mathrm{SK},1}M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j}\right] \tag{3.33a}$$

$$\begin{aligned}-\mathrm{j}3\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} =\ & X_{\mathrm{h,L1}}-\frac{1}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L1}}^2+\frac{2\underline{a}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}}\right)+\\ & \underline{a}X_{\mathrm{h,L2}}-\frac{\underline{a}}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L2}}^2+\frac{2\underline{a}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}}\right)+\\ & \underline{a}^2X_{\mathrm{h,L3}}-\frac{\underline{a}^2}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L3}}^2+\frac{2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}}\right)\end{aligned} \tag{3.33b}$$

Die beiden Koppelimpedanzen werden anhand der drei Hauptreaktanzen gebildet, wobei für die gleichen Terme ($X_{\mathrm{h,L}i}$, $X_{\mathrm{h,L}i}^2$ und $X_{\mathrm{h,L}i}X_{\mathrm{h,L}j}$) unterschiedliche Drehoperatoren 1, $\underline{a}$ und $\underline{a}^2$ eingesetzt werden. Der Impedanzwinkel beträgt $\varphi_{12}=3\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}-90°$.

Des Weiteren wird eine wie für die Eigenimpedanz analoge Differenz der Koppelimpedanzen definiert, welche bei der Erstellung der Ersatzschaltung angewendet wird:

$$\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},ij} = \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},ij}-\underline{Z}_{\mathrm{M,US},ij} \tag{3.34}$$

3.5 Ersatzschaltplan des topologisch korrekten Modells in symmetrischen Komponenten

Anhand der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ aus Gleichung (3.17) lässt sich eine Ersatzschaltung des Transformators für das TK-Modell erstellen. Diese TK-Ersatzschaltung in symmetrischen Komponenten existiert zur Zeit nicht und wird im Rahmen dieser Arbeit entwickelt.

Als Basis für die Erweiterung gilt die T-Ersatzschaltung, die in Abbildung 3.11 dargestellt ist. Bei der Erstellung der Ersatzschaltung wird vorausgesetzt, dass eine Spannungsunsymmetrie an den Klemmen angelegt ist. Die netzseitige Spannungsunsymmetrie bildet ungleiche Hauptinduktivitäten $X_{\mathrm{h,L}i}$, welche letztendlich eine Impedanzunsymmetrie des Transformators als Betriebsmittel verursachen. Diese Annahme führt zu einer Kopplung der einzelnen Systeme, welche in der TK-Ersatzschaltung abgebildet wird. Des Weiteren werden die Unterschiede zur T-Ersatzschaltung besprochen, und ihr Einfluss auf die Berechnung aufgezeigt.

3.5.1 Erweiterung der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ um den Spaltenvektor der Ströme $\underline{I}_{\mathrm{h},012}$

Um einen Ersatzschaltplan zu erstellen, wird das Gleichungssystem (3.17) um einen Spaltenvektor der Ströme $\underline{I}_{\mathrm{h},012} = \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012} + \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{US},012}$ erweitert. Das Ziel ist dabei eine Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,Ih}}$ zu finden, welche die Ableitung einer TK-Ersatzschaltung vereinfacht.

$$\begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},012} \end{bmatrix} = \underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,Ih}} \begin{bmatrix} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},012} \\ \underline{I}_{\mathrm{h},012} \end{bmatrix} \tag{3.35}$$

Darüber hinaus werden die Zusammenhänge zwischen den Größen an der OS- und US-Seite bewertet. Ausgehend von der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,USOS}}$ nach den Gleichungen (3.14a) und (3.16c) ist sie voll besetzt und nicht zur Hauptdiagonalen symmetrisch. Bei der Transformation in symmetrischen Komponenten gilt nach Gleichung (3.19) für die Mitsystemimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{T,USOS},1}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS},1}$:

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,USOS},1} = \frac{1}{3}\sum_i \underline{Z}_{\mathrm{s,USOS},Li} + \mathrm{j}\frac{1}{3}\begin{bmatrix} \underline{a}^2 & \underline{a} & \underline{a}^2 \end{bmatrix} \mathrm{j}M^T_{\mathrm{USOS},LiLj} + \mathrm{j}\frac{1}{3}\begin{bmatrix} \underline{a} & \underline{a}^2 & \underline{a} \end{bmatrix} \mathrm{j}M^T_{\mathrm{USOS},LjLi} \tag{3.36a}$$

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS},1} = \frac{1}{3}\sum_i \underline{Z}_{\mathrm{s,OSUS},Li} + \mathrm{j}\frac{1}{3}\begin{bmatrix} \underline{a}^2 & \underline{a} & \underline{a}^2 \end{bmatrix} \mathrm{j}M^T_{\mathrm{OSUS},LiLj} + \mathrm{j}\frac{1}{3}\begin{bmatrix} \underline{a} & \underline{a}^2 & \underline{a} \end{bmatrix} \mathrm{j}M^T_{\mathrm{OSUS},LjLi} \tag{3.36b}$$

Nach der Substitution der Koppelreaktanzen $M_{\mathrm{USOS},LiLj}$ und $M_{\mathrm{USOS},LjLi}$ nach (3.16c) bzw. $M_{\mathrm{OSUS},LiLj}$ und $M_{\mathrm{OSUS},LjLi}$ nach (3.16b) betragen die Impedanzen:

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,USOS},1} = \frac{1}{3}\sum_i \underbrace{\underline{Z}_{\mathrm{s,USOS},Li}}_{\mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h},Li} - M_{\mathrm{USOS},LiLi}\right)} + \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_{i,j,i<j} \underbrace{\frac{X_{\mathrm{h},Li}X_{\mathrm{h},Lj}}{X_\Sigma}}_{M_{\mathrm{US},LiLj}\text{ nach Gl. (3.16d)}} + \mathrm{j}\frac{1}{3}\frac{X_\sigma}{X_\Sigma}\sum_i X_{\mathrm{h},Li} \tag{3.36c}$$

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS},1} = \frac{1}{3}\sum_i \underbrace{\underline{Z}_{\mathrm{s,OSUS},Li}}_{\mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h},Li} - M_{\mathrm{OSUS},LiLi}\right)} + \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_{i,j,i<j} \underbrace{\frac{X_{\mathrm{h},Li}X_{\mathrm{h},Lj}}{X_\Sigma}}_{M_{\mathrm{US},LiLj}\text{ nach Gl. (3.16d)}} + \mathrm{j}\frac{1}{3}\frac{X_\sigma}{X_\Sigma}\sum_i X_{\mathrm{h},Li} \tag{3.36d}$$

Des Weiteren wird die Eigenimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{s,USOS},LiLi}$ nach Gleichung (3.16a) substituiert:

$$\sum_i \underline{Z}_{\mathrm{s,USOS},LiLi} = \mathrm{j}\sum_i X_{\mathrm{h},Li} - \underbrace{\mathrm{j}\sum_i \frac{X^2_{\mathrm{h},Li}}{X_\Sigma}}_{M_{\mathrm{US},LiLi}\text{ nach Gleichung (3.16d)}} - \mathrm{j}\frac{X_\sigma}{X_\Sigma}\sum_i X_{\mathrm{h},Li} \tag{3.36e}$$

$$= \sum_i \underline{Z}_{\mathrm{s,OSUS},LiLi} \tag{3.36f}$$

Für die Kopplung L*i*L*i* sind die Reaktanzen der Kopplung OSUS und USOS identisch. Die Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,USOS,1}}$ beträgt:

$$3 \cdot \underline{Z}_{\mathrm{T,USOS,1}} = \mathrm{j}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} - \mathrm{j}\sum_i M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}i} - \mathrm{j}\frac{X_\sigma}{X_\Sigma}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} + \mathrm{j}\sum_{i,j,i<j} M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}j} + \mathrm{j}\frac{X_\sigma}{X_\Sigma}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} \quad (3.36g)$$

$$= \mathrm{j}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} - \mathrm{j}\sum_i M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}i} + \mathrm{j}\sum_{i,j,i<j} M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}j} \quad (3.36h)$$

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,USOS,1}} = \underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}} = \underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS,1}} \quad (3.36i)$$

Eine gleichartige Umrechnung gilt für die Impedanzen im Gegensystem. Des Weiteren wird eine exemplarische Umrechnung für die Impedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS,01}} = \underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,01}}$ durchgeführt, s. Anhang, Gleichung (G.3). Ausgehend von der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ werden folgende Umformungsschritte durchgeführt:

- Mitsystemimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}} = \underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS,1}} = \underline{Z}_{\mathrm{T,USOS,1}}$ (entsprechend für Gegensystemimpedanzen), s. Gleichungen (3.36)
- Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M,01}} = \underline{Z}_{\mathrm{M,20}}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M,02}} = \underline{Z}_{\mathrm{M,10}}$ für die Impedanzmatrizen $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS}}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T,US}}$, s. Anhang, Gleichung (G.2l)
- Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS,21}} = \underline{Z}_{\mathrm{M,US,21}} = \underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,21}} = \underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,21}}$, s. Anhang, Gleichung (G.4)
- Für die Koppelimpedanzen gilt $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS,01}} = \underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,01}}$, $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS,20}} = \underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,20}}$, $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS,10}} = \underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,10}}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS,02}} = \underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,02}}$, s. Anhang, Gleichung (G.3)
- Für die Eigenimpedanzen in Mit- und Gegensystem werden die Differenzen zwischen OS- und US-Seite $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T,1}} = \Delta\underline{Z}_{\mathrm{T,2}} = \mathrm{j}X_\sigma$ nach Gleichung (3.23) und (3.40) eingeführt.

Des Weiteren wird die daraus resultierende Impedanzmatrix um drei Zeilen für die Ströme $\underline{I}_{\mathrm{h,012}}$ erweitert und der Term $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},ij}$ nach (3.34) wird eingesetzt. In Gleichung (G.5) ist die Umformung des Gleichungssystems schrittweise dargestellt. Nach entsprechender Umformung nimmt die Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ aus Gleichung (G.5a) folgende Werte an:

$$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,Ih}} =$$

$$\left[\begin{array}{ccc|ccc|ccc}
\underline{Z}_{\mathrm{T,OS,0}} & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS,0}} & 0 & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,01}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,02}} \\
0 & \Delta\underline{Z}_{\mathrm{T,1}} & 0 & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,10}} & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,10}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,12}} \\
0 & 0 & \Delta\underline{Z}_{\mathrm{T,2}} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,20}} & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,20}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,21}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,2}} \\
\hline
\underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS,0}} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,02}} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,02}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,0}} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,02}} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,02}} & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,01}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,02}} \\
0 & 0 & 0 & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,10}} & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,10}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,12}} \\
0 & 0 & 0 & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,20}} & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,20}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,21}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,2}}
\end{array}\right] \quad (3.37)$$

Das Nullsystem in der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,Ih}}$ wird korrekt durch die dreieckförmige Anordnung der Reaktanzen $X_{\mathrm{T,umg}}$, X_{σ} und $\sum_{i} X_{\mathrm{h},Li}/3$ nachgebildet. Nach den Gleichungen (3.29b) und (3.31) wird das Nullsystem auf die Nullsystemimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,US,0}}$ bezogen. Nach der Umformung beträgt die Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,Ih}}$:

$$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,Ih,Umformung}} =$$

$$\left[\begin{array}{ccc|ccc|ccc}
\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},0} & 0 & 0 & \Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS},0} & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},0} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},02} \\
0 & \Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},1} & 0 & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10} & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12} \\
0 & 0 & \Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},2} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20} & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2} \\
\hline
\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS},0} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},01} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},02} & 0 & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},01} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},02} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},0} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},02} \\
0 & 0 & 0 & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10} & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12} \\
0 & 0 & 0 & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20} & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2}
\end{array}\right] \tag{3.38}$$

Die drei letzten Kolumnen der erweiterten Matrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,Ih}}$ enthalten einerseits die Eigenimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},012}$ in der Hauptdiagonale, welche von der Summe der Ströme $\underline{I}_{\mathrm{h},012} = \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012} + \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{US},012}$ im jeweiligen System abhängig sind. Andererseits werden die Ströme $\underline{I}_{\mathrm{h},012}$ über die Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},ij}$ verbunden und wirken auf die resultierende Strangspannung. Die Indizes ij zeigen auf die Kopplung zwischen den Systemen i und j, wobei der Index j die Ursache und der Index i die Wirkung darstellen. Die Impedanzen $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},012}$ bilden die Ströme $\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012}$ und Spannungen $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012}$ an der OS-Seite. In Mit- und Gegensystem betragen die Impedanzen $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},1} = \Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},2} = \mathrm{j}X_{\sigma}$, s. Gleichung (3.23). Im Nullsystem wird die Impedanz nach Gleichung (3.29b) gebildet. Die einzeln angegebenen Impedanzen $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10}$ und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},01}$ stellen einerseits eine Abhängigkeit der Spannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{US},0}$ von den Strömen $\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},1}$ und $\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{US},1}$ bzw. der Spannungen vom Nullsystemstrom $\underline{I}_{\mathrm{US},0}$ dar. Andererseits sind die Strangspannungen $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},1}$ und $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{US},1}$ vom Strom $\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{US},0}$ abhängig. Das gleiche gilt für das Gegensystem. Die Eingangsimpedanz im Nullsystem kann entweder für die OS-Seite oder für die US-Seite ermittelt werden. Da die Querzweige im Mit- und Gegensystem anhand der US-Seite definiert werden, wird das gleiche Bezugssystem mit der Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},0}$ als Summe der Hauptfeldreaktanzen $\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}$ und der Reaktanz $\Delta M_{\mathrm{T,US},0}$ gewählt, welche in Gleichung (3.25a) gegeben ist.

3.5.2 Ersatzschaltplan des TK-Modells

In Abbildung 3.14 ist eine Ersatzschaltung des Transformators nach Gleichung (3.38) mit der Impedanz $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,Ih}}$ dargestellt.

Aus der Analyse der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$, s. Abschnitt 3.4.2, lassen sich die Impedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},012}$ genauer bestimmen. In Mit- und Gegensystem bestehen die jeweiligen Impedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},1}$ bzw. $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},2}$ aus der Summe der Hauptfeldreaktanzen $\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}$ und den Reaktanzen $\Delta M_{\mathrm{T,US},1}$ bzw. $\Delta M_{\mathrm{T,US},2}$, welche mit Gleichung (3.21b) zu berechnen sind. Die beiden Impedanzen sind von der Summe der Ströme $\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012} + \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{US},012}$ abhängig und werden als Querzweige dargestellt. Die Impedanzen $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},1} = \Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},2} = \mathrm{j}X_{\sigma}$ repräsentieren die Längselemente des Modells im Mit- und Gegensystem an der OS-Seite und ergeben sich aus der Differenz $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},012} - \underline{Z}_{\mathrm{T,US},012}$.

Des Weiteren sind die Ströme $\underline{I}_{\mathrm{h},012}$ über die Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},ij}$ voneinander abhängig. Dazu ist der Nullsystemstrom an der US-Seite $\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{US},0}$ mit der Mit- und Gegensystemspannung über die Ströme $\underline{I}_{\mathrm{h},1}$ und $\underline{I}_{\mathrm{h},2}$ und über die Impedanzen $-\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},01}$ bzw. $-\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},02}$ gekoppelt. Eine Neue-

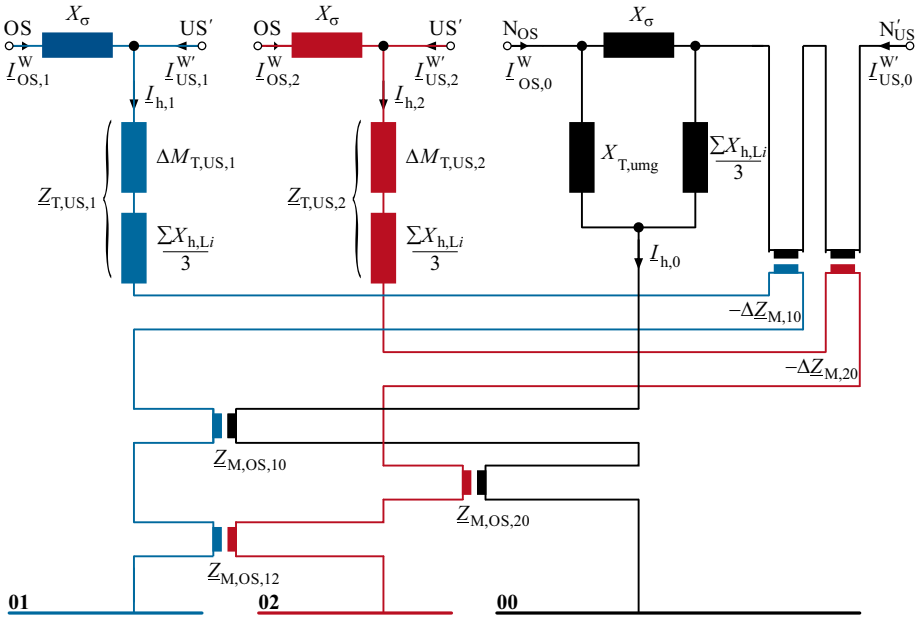


Abbildung 3.14: TK-Modell des Dreischenkeltransformators in symmetrischen Komponenten.

rung ist im Nullsystem zu erkennen, in der ein Kreisstrom über die drei Reaktanztypen (Streu-, Umgebungs- und Hauptreaktanzen) fließen kann. Die Nullsystemimpedanz wird anhand aller drei Reaktanztypen bestimmt.

In der Ersatzschaltung sind mehrere Quellen der Unsymmetrie zu erkennen. Einerseits tritt eine Unsymmetrie zwischen der OS- und US-Seite (OS-US-Unsymmetrie) aufgrund der OS-seitigen Streureaktanz in Mit- und Gegensystem und der dreieckförmigen Anordnung der Reaktanzen im Nullsystem auf. Andererseits tritt eine Unsymmetrie aufgrund unterschiedlicher Hauptreaktanzen $X_{h,Li}$ auf. Die ungleichen Hauptreaktanzen verursachen einerseits die Kopplung der Systeme über die Ströme $\underline{I}_{h,012}$. Die Ströme zusammen mit den Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{M,OS,ij}$ beeinflussen die Spannung $\underline{U}_{US,012}$. Zudem werden die Spannungen $\underline{U}_{US,1}$ und $\underline{U}_{US,2}$ durch den Strom $\underline{I}_{US,0}$ über die Koppelimpedanz $-\Delta\underline{Z}_{M,10}$ und $-\Delta\underline{Z}_{M,20}$ beeinflusst.

Wie stark oder schwach die Unsymmetrie ausfällt, ist vom Teil der Spannung $\underline{U}_{US}$ abhängig, welcher sich aus der Koppelimpedanz und dem jeweiligen Strom ergibt. Bei gleichbleibendem Strom bedeutet eine höhere Koppelimpedanz eine stärkere Auswirkung auf die Spannung. Es ist anzumerken, dass die Koppelimpedanz $\underline{Z}_{M,ij} = \mathrm{j}M_{ij}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\varphi_{ij}}$ eine komplexe Größe mit der Drehung φ_{ij} der Spannung (Wirkung im System i) gegenüber dem Strom (Ursache im System j) ist. Falls die Ursache im System i zu finden ist, beträgt die Koppelimpedanz $\mathrm{j}M_{ij}\mathrm{e}^{-\mathrm{j}\varphi_{ij}}$.

3.5.3 Ersatzschaltplan des TK-Modells bei der Symmetrie der Hauptreaktanzen

Mit der Annahme einer Symmetrie der Hauptfeldreaktanzen $X_{\mathrm{h,L1}} = X_{\mathrm{h,L2}} = X_{\mathrm{h,L3}} = X_{\mathrm{h}}$ lässt sich die TK-Ersatzschaltung aus Abbildung 3.14 vereinfachen. Zum einen sind die Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},ij}$, $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10}$ und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20}$ gleich Null. Zum anderen betragen die Reaktanzen $\Delta M_{\mathrm{T},1} = 0$ und $\Delta M_{\mathrm{T},2} = 0$, s. Abschnitt 3.4.2. Damit betragen die Eigenimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},1} = \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma = \mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h}} + X_\sigma\right)$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} = \mathrm{j}\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} = \mathrm{j}X_{\mathrm{h}}$. Für die Eigenimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},0}$ beträgt der Term $\Delta M_{\mathrm{T,OS},0} = -\sum_i M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}i}$, da für die Summe der Koppelreaktanzen $\sum_i M_{\mathrm{L}i\mathrm{L}i} = \sum_{i,j,i<j} M_{\mathrm{L}i\mathrm{L}j}$ gilt. Das gleiche gilt für die US-Seite. Die Nullsystemimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0,\mathrm{sym}}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},0,\mathrm{sym}}$ nehmen folgende Werte an:

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0,\mathrm{sym}} = \mathrm{j}\frac{X_{\mathrm{T,umg}}\left(X_\sigma + \frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}\right)}{\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma + X_{\mathrm{T,umg}}} \tag{3.39a}$$

$$= \mathrm{j}\frac{X_{\mathrm{T,umg}}\left(X_{\mathrm{h}} + X_\sigma\right)}{X_{\mathrm{h}} + X_\sigma + X_{\mathrm{T,umg}}} \Longleftrightarrow X_{\mathrm{h,L}i} = X_{\mathrm{h}} \tag{3.39b}$$

und

$$\underline{Z}_{\mathrm{T,US},0,\mathrm{sym}} = \mathrm{j}\frac{\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}\left(X_\sigma + X_{\mathrm{T,umg}}\right)}{\frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i} + X_\sigma + X_{\mathrm{T,umg}}} \tag{3.39c}$$

$$= \mathrm{j}\frac{\left(X_\sigma + X_{\mathrm{T,umg}}\right)X_{\mathrm{h}}}{X_{\mathrm{h}} + X_\sigma + X_{\mathrm{T,umg}}} \Longleftrightarrow X_{\mathrm{h,L}i} = X_{\mathrm{h}} \tag{3.39d}$$

Die Differenz der Impedanzen zwischen OS- und US-Seite beträgt:

$$\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},0,\mathrm{sym}} = \underbrace{\mathrm{j}X_\sigma \frac{X_{\mathrm{T,umg}} - X_{\mathrm{h}}}{X_{\mathrm{h}} + X_\sigma + X_{\mathrm{T,umg}}}}_{\text{nach Gl (3.29b)}} \Longleftrightarrow X_{\mathrm{h,L}i} = X_{\mathrm{h}} \tag{3.40a}$$

$$= \mathrm{j}\Delta X_{\mathrm{T},0} \tag{3.40b}$$

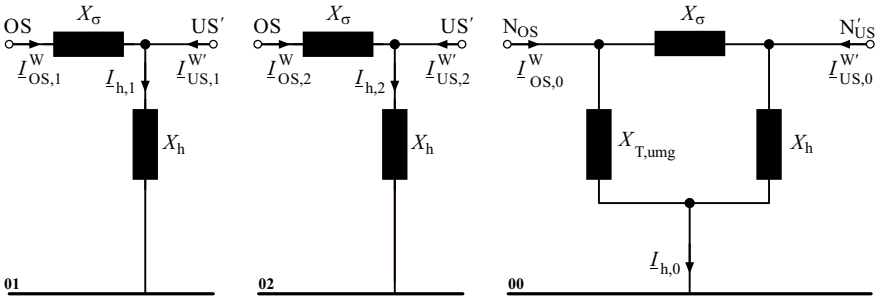


Abbildung 3.15: Vereinfachtes TK-Modell des Dreischenkeltransformators unter Annahme der Impedanzsymmetrie $X_{\mathrm{h,L1}} = X_{\mathrm{h,L2}} = X_{\mathrm{h,L3}}$.

Des Weiteren nimmt die Koppelimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{OSUS},0,\mathrm{sym}}$ im symmetrischen Zustand folgenden Wert an:

$$\underline{Z}_{\mathrm{OSUS},0,\mathrm{sym}} = \underbrace{\mathrm{j}\frac{\sum\limits_i X_{\mathrm{h},Li} X_{\mathrm{T,umg}}}{\sum\limits_i X_{\mathrm{h},Li} + 3X_\sigma + 3X_{\mathrm{T,umg}}}}_{\text{nach Gl. (3.30c)}} \Longleftrightarrow X_{\mathrm{h},Li} = X_\mathrm{h} \tag{3.41a}$$

$$= \mathrm{j}\frac{X_\mathrm{h} X_{\mathrm{T,umg}}}{X_\mathrm{h} + X_\sigma + X_{\mathrm{T,umg}}} \Longleftrightarrow X_{\mathrm{h},Li} = X_\mathrm{h} \tag{3.41b}$$

Beim Vergleich der Impedanzen gilt $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0,\mathrm{sym}} = \underline{Z}_{\mathrm{OSUS},0,\mathrm{sym}} + 3X_\sigma / X_\Sigma$, s. Gleichung (3.39b). Bei der Betrachtung der Koppelimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{USOS},0}$ sind die gleichen Zusammenhänge zu beobachten. Da die Elemente LiLj und LjLi der beiden Impedanzen $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,OSUS}}$ und $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,USOS}}$ gleich groß sind, sind die beiden Koppelimpedanzen im Nullsystem identisch $\underline{Z}_{\mathrm{USOS},0} = \underline{Z}_{\mathrm{OSUS},0}$.

Daraus ergibt sich ein vereinfachtes Gleichungssystem anhand der Gleichung (3.37) und der vereinfachte Ersatzschaltplan des TK-Modells, s. Gleichung (3.42a) und Abbildung 3.15. Im Nullsystem treten unterschiedliche Reaktanzen auf, welche auf die dreieckförmige Anordnung der Reaktanzen X_h, X_σ und $X_{\mathrm{T,umg}}$ hinweisen.

$$\begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},012} \end{bmatrix} = \mathrm{j} \left[\begin{array}{ccc|ccc|ccc} X_{\mathrm{OS},0} & 0 & 0 & X_{\mathrm{OSUS},0} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & X_\sigma & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & X_\mathrm{h} & 0 \\ 0 & 0 & X_\sigma & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & X_\mathrm{h} \\ \hline X_{\mathrm{USOS},0} & 0 & 0 & X_{\mathrm{US},0} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & X_\mathrm{h} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & X_\mathrm{h} \end{array}\right] \begin{bmatrix} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},012} \\ \underline{I}_{\mathrm{h},012} \end{bmatrix} \tag{3.42a}$$

Die Elimination von $\underline{I}_{\mathrm{h}} = \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS}} + \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{US}}$ ergibt:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},012} \end{bmatrix} = \mathrm{j} \left[\begin{array}{ccc|ccc} X_{\mathrm{OS},0} & 0 & 0 & X_{\mathrm{OSUS},0} & 0 & 0 \\ 0 & X_{\mathrm{h}} + X_{\sigma} & 0 & 0 & X_{\mathrm{h}} & 0 \\ 0 & 0 & X_{\mathrm{h}} + X_{\sigma} & 0 & 0 & X_{\mathrm{h}} \\ \hline X_{\mathrm{USOS},0} & 0 & 0 & X_{\mathrm{US},0} & 0 & 0 \\ 0 & X_{\mathrm{h}} & 0 & 0 & X_{\mathrm{h}} & 0 \\ 0 & 0 & X_{\mathrm{h}} & 0 & 0 & X_{\mathrm{h}} \end{array}\right] \begin{bmatrix} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},012} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{US},012} \end{bmatrix} \tag{3.42b}$$

Zusammenfassend sind in einer TK-Ersatzschaltung folgende Erweiterungen im Vergleich zur T-Ersatzschaltung im symmetrischen Betrieb festzustellen:

- Die gesamte Streureaktanz X_{σ} befindet sich auf der OS-Seite des Mit- und Gegensystems (Unsymmetrie zwischen OS- und US-Seite).
- In Mit- und Gegensystem betragen die Reaktanzen im Querzweig $X_{\mathrm{h}} = \frac{1}{3}\sum_{i} X_{\mathrm{h,L}i}$ und sind identisch zur Eingangsimpedanz an der US-Seite $\underline{Z}_{\mathrm{T,US,1,sym}} = \underline{Z}_{\mathrm{T,US,2,sym}}$. An der OS-Seite setzt sich die Eingangsimpedanz in Mit- und Gegensystem $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS,1,sym}} = \underline{Z}_{\mathrm{T,OS,2,sym}}$ aus der Streureaktanz X_{σ} und der Reaktanz X_{h} zusammen.
- Das Nullsystem wird durch die dreieckförmige Anordnung der drei Reaktanzen X_{h}, X_{σ} und $X_{\mathrm{T,umg}}$ gebildet. Die angelegte Strangspannung an der OS-Seite wirkt direkt auf die Reaktanz $X_{\mathrm{T,umg}}$ und die Spannung an der US-Seite wird entlang der Hauptreaktanz X_{h} ermittelt. Damit sind die Eingangsimpedanzen an den beiden Spannungsseiten nicht identisch.

3.5.4 Beispielhafte Bestimmung der Impedanzmatrix für eine Spannungsunsymmetrie

Die Erstellung eines TK-Ersatzschaltplans mit der Bestimmung der Kenngrößen wird durch ein Beispiel veranschaulicht. Dafür wird ein typischer Drehstromtransformator mit einer Schaltgruppe YNy untersucht, welcher in der Netzuntersuchung betrachtet wird. Die Bemessungsdaten des Transformators (“HS-/MS-Transformator” in Tabelle 4.1a) sind gegeben und bilden den Hintergrund für die Untersuchung.

Die folgenden Reaktanzen sind bekannt und konstant: $X_{\sigma} = 0{,}1\,\mathrm{p.u.}$ und $X_{\mathrm{T,umg}} = 0{,}6\,\mathrm{p.u.}$. Bei der Impedanzsymmetrie gilt $X_{\mathrm{h,L}i} = \frac{1}{l_{\ell,\mathrm{r}}} = 111{,}1\,\mathrm{p.u.}$. Es wird gezeigt, wie sich die Elemente der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ bei vorgegebener Unsymmetrie der Hauptinduktivitäten $X_{\mathrm{h,L1L2L3}} = \begin{bmatrix} x_{\mathrm{h,L1}} & x_{\mathrm{h,L2}} & x_{\mathrm{h,L3}} \end{bmatrix} \cdot X_{\mathrm{h,L}i}$ ändern. Es werden drei Berechnungsszenarien gewählt, die durch eine Spannungsunsymmetrie hervorgerufen werden:

- Symmetrischer Betrieb mit $X_{\mathrm{h,L1L2L3}} = \begin{bmatrix} 1{,}0 & 1{,}0 & 1{,}0 \end{bmatrix} X_{\mathrm{h,L}i}$
- Betrieb mit einer Impedanzunsymmetrie im Leiter L1 $X_{\mathrm{h,L1L2L3}} = \begin{bmatrix} 1{,}2 & 1{,}0 & 1{,}0 \end{bmatrix} X_{\mathrm{h,L}i}$
- Betrieb mit einer Impedanzunsymmetrie in Leiter L1 und L2 $X_{\mathrm{h,L1L2L3}} = \begin{bmatrix} 1{,}2 & 0{,}9 & 1{,}0 \end{bmatrix} X_{\mathrm{h,L}i}$

Beobachtungen

In Tabelle 3.4 sind die wichtigen Elemente der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ aufgelistet. Die ausgewählten Elemente sind in der TK-Ersatzschaltung des Transformators zu finden, s. Abbildung 3.14. Die vollständige Impedanzmatrix ist nach Gleichung (G.6) bestimmt.

Im Abschnitt 3.4.2 wird bewiesen, dass die Längsimpedanz $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},1} = \mathrm{j}X_\sigma$ unabhängig von der Unsymmetrie der Hauptreaktanzen ist. Bei symmetrischem Betrieb treten keine Kopplungen $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS}}$, $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10}$und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20}$ zwischen den einzelnen Systemen auf. Die Nullsystemimpedanz beträgt $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0} = \mathrm{j}0{,}597\,\mathrm{p.u.}$ nach Gleichung (3.39b) und das Längselement $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},0} = \mathrm{j}0{,}0989\,\mathrm{p.u.} \approx \mathrm{j}X_\sigma$. Das Element bleibt näherungsweise konstant bei den geringfügigen Änderungen der Hauptreaktanzen, was in der späteren Analyse bewertet wird, s. Abbildung 3.19d. Die Koppelreaktanz zwischen OS- und US-Seite beträgt $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS},0} \approx -\mathrm{j}0{,}1\,\mathrm{p.u.}$.

Im Betrieb mit einer Impedanzunsymmetrie im Leiter L1 ist einerseits eine höhere Mitsystemimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} = 118{,}058\,\mathrm{p.u.}$ zu beobachten. Andererseits treten induktive Kopplungen zwischen den Systemen auf, wobei die größere Koppelimpedanz zwischen Mit- und Gegensystem $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12} = \mathrm{j}6{,}947\,\mathrm{p.u.}$ auftritt. Die Koppelreaktanzen $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10}$und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20}$ sind im Vergleich zur Koppelreaktanz $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}$ sehr klein. Die anderen Elemente der Ersatzschaltung bleiben im Vergleich zum symmetrischen Betrieb unverändert.

Im Falle dreier unterschiedlicher Hauptinduktivitäten verkleinert sich die Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} = 113{,}984\,\mathrm{p.u.}$, da die Summe der Hauptfeldreaktanzen $\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}$ kleiner als bei einer Unsymmetrie im Leiter L1 wird. Durch eine stärkere Unsymmetrie zwischen den Leitern nehmen die Beträge der Koppelimpedanzen $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10}$, $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},ij}$ zu, wobei die Koppelimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}$ die größte von allen Koppelimpedanzen bleibt.

Tabelle 3.4: Ausgewählte Elemente der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ für eine beispielhafte Unsymmetrie der Hauptreaktanzen.

Parameter	Element der Matrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$	Gleichung	$X_{\mathrm{h,L1L2L3}}/X_{\mathrm{h,L}i}$ in p.u.		
			$\begin{bmatrix} 1{,}0 & 1{,}0 & 1{,}0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 1{,}2 & 1{,}0 & 1{,}0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 1{,}2 & 0{,}9 & 1{,}0 \end{bmatrix}$
$\underline{Z}_{\mathrm{T,US},1}$ in p.u.	$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(5{,}5)$	(3.22)	j111,111	j118,058	j113,984
$\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},1}$ in p.u.	$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(2{,}2) - \underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(5{,}5)$	(3.23)	j0,1	j0,1	j0,1
$\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0}$ in p.u.	$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(1{,}1)$	(3.39b)	j0,597	j0,597	j0,597
$\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},0}$ in p.u.	$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(4{,}4) - \underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(1{,}1)$	(3.40)	j0,0989	j0,0989	j0,0989
$\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10}$ in p.u.	$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(2{,}1)$	(G.2l)	0	$0{,}037\mathrm{e}^{\mathrm{j}90^\circ}$	$0{,}051\mathrm{e}^{\mathrm{j}71^\circ}$
$\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20}$ in p.u.	$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(3{,}1)$	(G.2l)	0	$0{,}037\mathrm{e}^{\mathrm{j}90^\circ}$	$0{,}051\mathrm{e}^{\mathrm{j}109^\circ}$
$\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}$ in p.u.	$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(2{,}3)$	(G.2l)	0	$6{,}947\mathrm{e}^{\mathrm{j}90^\circ}$	$9{,}376\mathrm{e}^{\mathrm{j}113^\circ}$
$\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10}$ in p.u.	$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(1{,}2) - \underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(4{,}5)$		0	$0{,}006\mathrm{e}^{-\mathrm{j}90^\circ}$	$0{,}009\mathrm{e}^{-\mathrm{j}71^\circ}$
$\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20}$ in p.u.	$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(1{,}3) - \underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(4{,}6)$		0	$0{,}006\mathrm{e}^{-\mathrm{j}90^\circ}$	$0{,}009\mathrm{e}^{-\mathrm{j}113^\circ}$
$\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS},0}$ in p.u.	$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(1{,}4) - \underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}(4{,}4)$	(3.31)	$0{,}0994\mathrm{e}^{-\mathrm{j}90^\circ}$	$0{,}0994\mathrm{e}^{-\mathrm{j}90^\circ}$	$0{,}0994\mathrm{e}^{-\mathrm{j}90^\circ}$

Erkenntnisse

Die Nullsystemimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0}$ und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},0}$ sowie die Impedanzen $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},1}$ und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS},0}$ bleiben gleich für alle drei beispielhaften Berechnungen. Mit steigender Unsymmetrie der Hauptfeldreaktanzen $X_{\mathrm{h},Li}$ erhöhen sich die Koppelimpedanzen zwischen den Systemen. Die stärkste Kopplung tritt zwischen Mit- und Gegensystem auf. Diese Erkenntnis ist auf die starke negative Wirkung des Gegensystemstromes $\underline{I}_{\mathrm{h},2}$ auf die Mitsystemspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},1}$ zurückzuführen.

Die Impedanzunsymmetrie in einem oder in zwei Leitern hat einen bedeutenden Einfluss auf dem Impedanzwinkel der Koppelimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},ij}$. Im Fall einer Impedanzunsymmetrie in einem Leiter bleiben die Koppelimpedanzen induktiv mit dem Betrag $Z_{\mathrm{M,OS},ij}$ und $\varphi_{ij} = 0$, s. Anhang, Gleichung (G.2o). Aufgrund einer Unsymmetrie im Leiter L1 gilt für die Selbstimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{s,OS,L1}} \neq \underline{Z}_{\mathrm{s,OS,L2}} = \underline{Z}_{\mathrm{s,OS,L3}}$ und für die Koppelreaktanzen $M_{\mathrm{OS,L1L2}} = M_{\mathrm{OS,L1L3}} \neq M_{\mathrm{OS,L2L3}}$. Daraus folgt $\underline{k}_{\mathrm{SK},1}\underline{Z}_{\mathrm{s,L1L2L3}} = \underline{k}_{\mathrm{SK},2}\underline{Z}_{\mathrm{s,L1L2L3}}$ und $\underline{\mathrm{a}} \cdot \underline{k}_{\mathrm{SK},2}\mathrm{j}M_{\mathrm{LiL}j}$ bzw. $\underline{\mathrm{a}}^2 \cdot \underline{k}_{\mathrm{SK},1}\mathrm{j}M_{\mathrm{LiL}j}$ für die Berechnung der $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},ij}$:

$$\underline{k}_{\mathrm{SK},1}\underline{Z}_{\mathrm{s,L1L2L3}} = \underline{Z}_{\mathrm{s,L1}} + (\underline{\mathrm{a}}^2 + \underline{\mathrm{a}})\underline{Z}_{\mathrm{s,L2}} = \underline{Z}_{\mathrm{s,L1}} + (\underline{\mathrm{a}}^2 + \underline{\mathrm{a}})\underline{Z}_{\mathrm{s,L3}} \tag{3.43a}$$

$$\underline{\mathrm{a}} \cdot \underline{k}_{\mathrm{SK},2}\mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j} = -(\underline{\mathrm{a}} + \underline{\mathrm{a}}^2)\mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L1L2}} - \mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L2L3}} = -(\underline{\mathrm{a}} + \underline{\mathrm{a}}^2)\mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L1L3}} - \mathrm{j}M_{\mathrm{OS,2L3}} \tag{3.43b}$$

$$\underline{\mathrm{a}}^2 \cdot \underline{k}_{\mathrm{SK},1}\mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j} = -(\underline{\mathrm{a}}^2 + \underline{\mathrm{a}})\mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L1L2}} - \mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L2L3}} = -(\underline{\mathrm{a}}^2 + \underline{\mathrm{a}})\mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L1L3}} - \mathrm{j}M_{\mathrm{OS,2L3}} \tag{3.43c}$$

Der resultierende Impedanzwinkel der Koppelimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},ij}$ beträgt $90° \Longleftrightarrow \varphi_{ij} = 0$ und ist dem Winkel der Selbst- $\underline{Z}_{\mathrm{s,OS,L}i}$ und Koppelimpedanzen $-\mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j}$ gleich.

Bei einer Impedanzunsymmetrie in allen Leitern nehmen die Koppelimpedanzen einen komplexen Wert an, wobei ein Zusammenhang $\varphi_{ij} + \varphi_{ji} = 0$ besteht. Im berechneten Beispiel betragen die Winkel $\varphi_{01} = -19°$, $\varphi_{02} = 19°$ und $\varphi_{12} = 23°$.

Schlussfolgerungen

Anhand der Parameter aus Tabelle 3.4 lässt sich eine TK-Ersatzschaltung des Transformators erstellen. Die vorgestellte TK-Ersatzschaltung ermöglicht einerseits die Kopplung der Systeme, andererseits definiert sie, wie die einzelnen Impedanzen der Ersatzschaltung ermittelt werden. Bei einer Impedanzsymmetrie lässt sich die Ersatzschaltung ohne die Koppelelemente vereinfachen, sodass eine Ersatzschaltung, wie in Abbildung 3.15 dargestellt, entsteht.

Der größte Unterschied zur T-Ersatzschaltung besteht in der Nachbildung der Nullsystemimpedanz. Bei einer Unsymmetrie der Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h},Li}$ müssen die Kopplungen zwischen den Systemen berücksichtigt werden. Hierfür spielt das Koppelelement $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}$ eine wichtige Rolle. Im untersuchten Beispiel (geringe Impedanzunsymmetrie) sind andere Koppelelemente $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10}$ und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20}$ im Vergleich klein und könnten vernachlässigt werden.

3.6 Bewertung des topologisch korrekten Modells

Derzeit dient die klassische T-Ersatzschaltung eines Transformators als Grundlage für die stationäre Netzberechnung. Anhand dieses klassischen Modells werden die Erweiterungen im topologisch korrekten Modell analysiert und das Verhalten bei einer Spannungsunsymmetrie bewertet. Bei dieser Bewertung werden zuerst die Unterschiede zwischen beiden Modellen zusammengefasst und die daraus resultierenden Vorteile des TK-Modells spezifiziert.

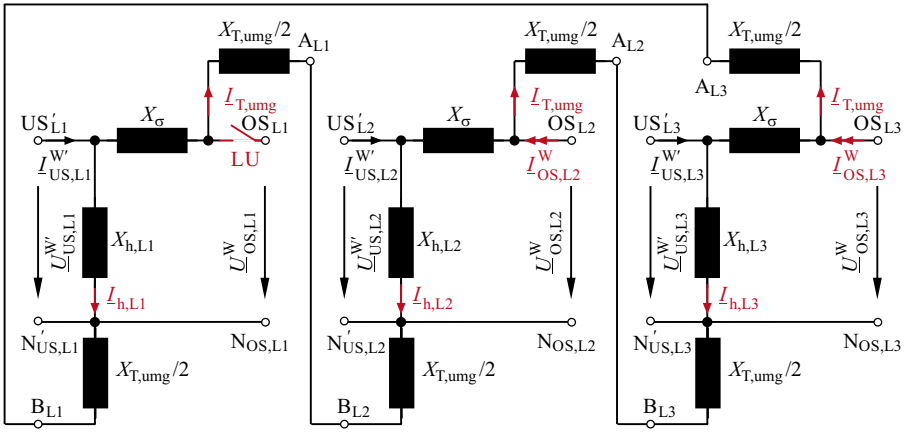


Abbildung 3.16: Aufbau einer Strangspannung $\underline{U}^{W}_{OS,L1}$ bei einpoliger Leiterunterbrechung im Leerlauf.

3.6.1 Modellunterschiede der TK-Ersatzschaltung gegenüber der T-Ersatzschaltung

Die klassische T-Ersatzschaltung und die TK-Ersatzschaltung in Leitergrößen zeigen starke Unterschiede bei der Nachbildung des Nullsystems. In der T-Ersatzschaltung in Leitergrößen existiert keine Nachbildung der Umgebungsreaktanz des Transformators $X_{T,umg}$ (bei der Vernachlässigung der Sternpunktimpedanz). Der zweite Unterschied tritt bei der Aufteilung der Streuverluste L_σ auf. im TK-Modell sind die gesamten Streuverluste an der OS-Seite modelliert. In der T-Ersatzschaltung sind sie je Spannungsseite halbiert, wobei eine ungleichmäßige Aufteilung der Streuverluste bei einigen Nachbildungsmethoden aufgrund der geometrischen Anordnung der Wicklungen angewendet wird. Je nach Literaturangaben können diese bis zu 90% auf einer Spannungsseite betragen [65]. Dies spricht für die realitätsnahe Anordnung der gesamten Streuverluste auf einer Spannungsseite im TK-Modell. Diese Anordnung gilt gleichzeitig als eine Quelle der Unsymmetrie in der Ersatzschaltung.

Im Folgenden werden beide Ersatzschaltungen in symmetrischen Komponenten verglichen. Beide Modelle lassen sich mithilfe der Transformationsmatrix $\mathbf{T}_{012}$ allgemein ableiten. Für die klassische T-Ersatzschaltung wird die Nullsystemimpedanz entweder im Nullsystemversuch gemessen oder sie wird mithilfe eines typischen $X_{T,0}/X_{T,1}$-Verhältnisses angegeben [15], [1]. Im Gegensatz dazu wird das Nullsystem des TK-Modells bei der Transformation aus Leitergrößen korrekt nach Gleichung (3.8a) ermittelt, welche die Umgebungsreaktanz $3X_{T,umg}$ in Leitergrößen enthält.

3.6.2 Modellunterschiede bei der Berechnung einer einpoligen Leiterunterbrechung ohne Sättigung

Das Verhalten des Drehstromtransformators wird für eine einpolige Unterbrechung im Leiter L1 untersucht. Es werden die Unterschiede in der Strangspannung $\underline{U}^{W}_{OS}$ zwischen TK- und T-Ersatzschaltung aufgezeigt.

Bei der einpoligen Leiterunterbrechung kommt es zu einem physikalischen Effekt, der auf den Aufbau des Dreischenkelkerns zurückzuführen ist. Durch die magnetische Kopplung der Schenkel wird sich ein Teil des Flusses von Schenkel L2 und L3 über den Schenkel L1 schließen. Es gilt dann $-\underline{\Phi}_{L1} \approx \underline{\Phi}_{L2} + \underline{\Phi}_{L3}$. Dadurch wird eine Strangspannung im Leiter L1 auf der OS-Seite aufgebaut. Das Verhalten lässt sich auch in einem elektrischen Ersatzschaltplan mit einem leerlaufenden Transformator $\underline{I}_{US,Li} = 0$ erklären, s. Abbildung 3.16. In dem Fall wird der Transformator über die Leiter L2 und L3 gespeist. Die eingespeisten Ströme $\underline{I}_{OS,L2}$ und $\underline{I}_{OS,L3}$ teilen sich auf die Ströme $\underline{I}_{h,L2}$ bzw. $\underline{I}_{h,L3}$ und $\underline{I}_{T,umg}$ auf. Der Strom $\underline{I}_{T,umg}$ ist ein Kreisstrom, welcher u.a. über die Reaktanz $X_{h,L1}$ fließt. Dadurch wird ein Spannungsfall $\underline{U}'^{W}_{US,L1} = X_{h,L1} \cdot \underline{I}_{T,umg}$ entstehen, welcher zur Bildung einer Spannung auf der OS-Seite führt. Bei einer LU im Leiter L1 ist der Umgebungsstrom von der Strangspannung $\underline{U}^{W}_{OS,L2} + \underline{U}^{W}_{OS,L3}$ und der Summe der Reaktanzen $X_{h,L1} + 3X_{T,umg} + X_{\sigma}$ abhängig.

Als Beispiel für die Veranschaulichung der Unterschiede zwischen der T-Ersatzschaltung und der TK-Ersatzschaltung wird die Schaltgruppe YNy mit niederohmig geerdetem Sternpunkt $\underline{Z}_N = 0$ mit konstanter Hauptreaktanz betrachtet, s. Netzabschnitt in Abbildung 2.4a. Die Ergebnisse der Modellierung sind in Tabelle 3.5a für die Berechnung in Leitergrößen und in Tabelle 3.5b für die Berechnung in symmetrischen Komponenten dargestellt.

Zuerst werden die Modelle in Leitergrößen bewertet. Bei der Berechnung wird das Verhältnis $X_{T,umg}/X_{T,1} = 6$ oder 60 angenommen. Im fehlerfreien Betrieb verhalten sich die Modelle gleich. Ein deutlicher Unterschied zwischen den Modellen tritt bei einem Vergleich der Strangspannungen $U^{W}_{OS,Li}$ nach Eintritt einer einpoligen Leiterunterbrechung auf. Aus der Einführung ist bekannt, dass durch die magnetische Kopplung in einem Dreischenkeltransformator die Spannung $U^{W}_{OS,L1}$ im von der Leiterunterbrechung betroffenen Schenkel aufgebaut wird, wie in der Berechnung mit dem TK-Modell zu erkennen ist. Die T-Ersatzschaltung liefert falsche Ergebnisse mit der berechneten Spannung $U^{W}_{OS,L1} = 0$.

Durch den Stromfluss $\underline{I}_{T,umg}$ über die Reaktanzen $X_{h,L1}$ und X_{σ} wird eine Strangspannung $\underline{U}^{W}_{OS,L1}$ aufgebaut. Diese Strangspannung erreicht minimal kleinere Werte als die angelegte Netzspannung $U^{W}_{OS,L1} = 0{,}990 \cdot U_n$ bzw. $U^{W}_{OS,L1} = 0{,}909 \cdot U_n$. Durch die zehnfach höhere Umgebungsreaktanz ist der resultierende Strom $\underline{I}_{T,umg}$ klein und die daraus resultierende Strangspannung ebenfalls. Die Strangspannung in den Leitern L2 und L3 bleibt konstant.

Tabelle 3.5: Betrag der Strangspannungen bei einer einpoligen LU für zwei Nachbildungsmethoden eines linearen leerlaufenden YNy-Transformators als T-Ersatzschaltung (T-ES) und als TK-Schaltung (TK-ES).

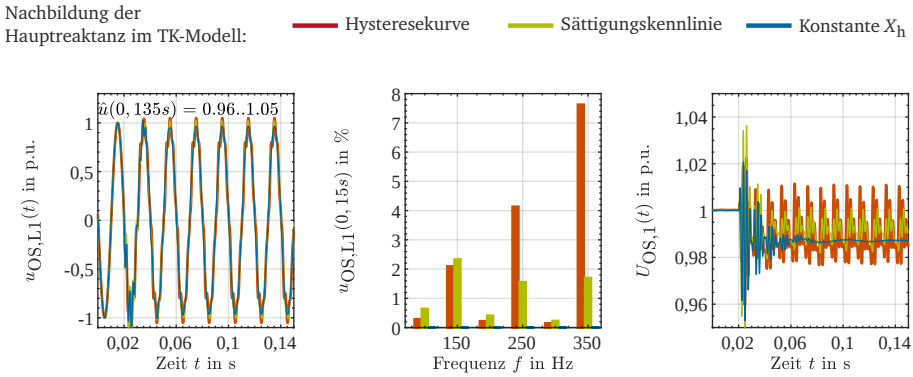
(a) Leitergrößen.

$X_{T,umg}/X_{T,1}$ [a]	6		60	
Modell	T-ES	TK-ES	T-ES	TK-ES
$U^{W}_{OS,L1}$ in p.u.	0	0,990	0	0,909
$U^{W}_{OS,L2}$ in p.u.	1,0	1,0	1,0	1,0
$U^{W}_{OS,L3}$ in p.u.	1,0	1,0	1,0	1,0

(b) Symmetrische Komponenten.

$X_{T,umg}/X_{T,1}$ [a]	6		60	
Modell	T-ES	TK-ES	T-ES	TK-ES
$U^{W}_{OS,0}$ in p.u.	0,006	0,006	0,056	0,053
$U^{W}_{OS,1}$ in p.u.	0,994	0,994	0,944	0,947
$U^{W}_{OS,2}$ in p.u.	0,006	0,006	0,053	0,053

[a] Für T-Ersatzschaltung gilt $X_{T,0}/X_{T,1}$



(a) Leiter-Erde-Spannung mit Frequenzspektrum. **(b)** Mitsystemspannung.

Abbildung 3.17: Vergleich der Klemmenspannung $U_{OS,L1}$ für unterschiedliche Modelle der Sättigung des unbelasteten Transformators als TK-Ersatzschaltung bei einpoliger Leiterunterbrechung zum Zeitpunkt $t_{UB} = 0{,}02\,\text{ms}$ mit Auswertung der symmetrischen Komponenten und des Frequenzbereichs.

Weiterhin werden beide Modelle in symmetrischen Komponenten bewertet. Wie in der theoretischen Berechnung s. Abschnitt 2.4 gezeigt wird, liefern beide Modelle korrekte und näherungsweise gleiche Ergebnisse mit einer Mitsystemspannung von $\underline{U}^{W}_{OS,1} \approx 1\,\text{p.u.}$. Ein Grund für die korrekte Nachbildung der T-Ersatzschaltung ist in der Nullsystemreaktanz $X^{\text{T-ES}}_{T,0}$ mit den bekannten Anhaltswerten $X_{T,0}/X_{T,1}$ für die jeweiligen Schaltgruppen gegeben. Die Nullsystemreaktanz $X^{\text{TK-ES}}_{T,0}$ für ein TK-Model wird als die dreieckförmige Anordnung der drei Reaktanzen nach Abbildung 3.15 berücksichtigt. Dadurch ergibt sich eine Differenz zwischen den angenommenen und berechneten Werten. Bei der Berechnung gilt einerseits $X^{\text{T-ES}}_{T,0} = X^{\text{TK-ES}}_{T,umg}$, andererseits beträgt die Nullsystemimpedanz $X^{\text{TK-ES}}_{T,0} = \underline{Z}_{T,OS,0}$, s. Gleichung (3.27e). Aufgrund der Dreieckschaltung ist die Nullsystemimpedanz im TK-Modell kleiner als die Nullsystemimpedanz für die T-Ersatzschaltung $X^{\text{T-ES}}_{T,0} > X^{\text{TK-ES}}_{T,0}$.

Einfluss der Modellierung der Hauptreaktanz $X_{h,Li}$ auf die Strangspannung $U_{OS,L1}$

Im Folgenden wird der Einfluss der Modellierung der Hauptinduktivität aus Abschnitt 3.2.1 auf die Leiter-Erde-Spannung $\underline{U}_{OS,L1}$ bei Leiterunterbrechung betrachtet. Es wird hierfür das Modellnetz zum Vergleich der Nachbildungen der Hauptinduktivitäten aus Abbildung 3.7 untersucht. In der Nachbildung werden die Hauptinduktivität als Hysteresekurve, als Sättigungskennlinie und als konstante Reaktanz X_h berücksichtigt. Für die transiente Untersuchung wird nur das TK-Modell ausgewählt, da es das Netzverhalten bei einpoliger LU korrekt nachbildet.

In Abbildung 3.17 sind die Leiter-Erde-Spannung $u_{OS,L1}(t)$ mit dem Frequenzspektrum der Spannung $U_{OS,L1}(0{,}15\,\text{s})$ und die Mitsystemspannung $U_{OS,1}(t)$ dargestellt. In jedem Diagramm sind die Ergebnisse der drei betrachteten Nachbildungen der Hauptinduktivität abgebildet. Der Fehler tritt zum Zeitpunkt $t = 0{,}02\,\text{s}$ ein.

Im zeitlichen Verlauf der Leiter-Erde-Spannung an den Transformatorklemmen ist schwierig zu erkennen, dass eine näherungsweise sinusförmige Spannung im fehlerbetroffenen Leiter L1 aufgebaut wird. Für die nichtlinearen Nachbildungen sind die Verläufe der Leiter-Erde-Spannung durch Oberschwingungen von der Sättigungskennlinie bzw. von der Hysteresekurve belastet. Der genaue Unterschied zwischen den Nachbildungen im zeitlichen Verlauf der Leiter-Erde-Spannung $u_{\mathrm{OS,L1}}$ ist kaum sichtbar, da die Amplitude der Spannung von $u_{\mathrm{OS,L1}}(0{,}135\,\mathrm{s}) = 0{,}96\,\mathrm{p.u.}$ bis $1{,}05\,\mathrm{p.u.}$ für die unterschiedlichen Nachbildungen der Reaktanz $X_{\mathrm{h,Li}}$ beträgt.

Im mittleren Diagramm ist das Frequenzspektrum der Leiter-Erde-Spannung $u_{\mathrm{OS,L1}}$ zum Zeitpunkt $t = 0{,}15\,\mathrm{s}$ abgebildet. Da die Nachbildung mit der konstanten Reaktanz X_{h} eine lineare Nachbildung darstellt, enthält der Verlauf keine Oberschwingungen. Für die nichtlinearen Nachbildungen treten drei für einen Transformator typische Oberschwingungen von 150 Hz, 250 Hz und 350 Hz auf, s. auch Kapitel 3.2.1, welche im Bild entsprechend zu sehen sind. Mit einem Pegel von $U_{\mathrm{OS,L1}}^{150\mathrm{Hz}} = 2{,}1\,\%$ bis $2{,}4\,\%$, $U_{\mathrm{OS,L1}}^{250\mathrm{Hz}} = 1{,}6\,\%$ bis $4{,}2\,\%$ sowie $U_{\mathrm{OS,L1}}^{350\mathrm{Hz}} = 1{,}7\,\%$ bis $7{,}6\,\%$ wirken sie sich auf die ungedämpfte Schwingung der Spannung bei einer einpoligen Leiterunterbrechung aus. Die maximal zulässige Höhe der 7. Harmonischen beträgt 6 % der Netzspannung im Normalbetrieb gemäß EN 50160 [17]. Da es sich um einen Fehlerbetrieb handelt, kann die Grenze kurzzeitig überschritten werden. Es ist anzumerken, dass die markanten Harmonischen bei der Nachbildung der Hauptreaktanz als Hysteresekurve deutlich höher sind als bei der Nachbildung als Sättigungskennlinie. Der Grund ist die Remanenz im Schenkel, welche sich auf den Spannungsverlauf in den Schenkeln auswirkt.

Die unterschiedlichen Amplituden der drei Spannungen sowie ihre Oberschwingungen spiegeln sich direkt in der Mitsystemspannung $U_{\mathrm{OS,1}}(t)$ wieder. Im eingeschwungenen Zustand erreicht die Spannung $U_{\mathrm{OS,1}}(0{,}15\,\mathrm{s}) = 0{,}987\,\mathrm{p.u.}$ für die Nachbildung als konstante Reaktanz X_{h}. Der Betrag der Mitsystemspannung ist höher als die Leiter-Erde-Spannung von $u_{\mathrm{OS,L1}}(0{,}135\,\mathrm{s}) = 0{,}96\,\mathrm{p.u.}$, da die Leiter-Erde-Spannungen in den nicht betroffenen Leitern $u_{\mathrm{OS,L2}}(0{,}135\,\mathrm{s}) = u_{\mathrm{OS,L3}}(0{,}135\,\mathrm{s}) = 0{,}998\,\mathrm{p.u.}$ betragen und zu dem höheren Wert der Mitsystemspannung beitragen. Der Übergangszustand dieser Mitsystemspannung ist im Vergleich zu anderen Nachbildungen stark gedämpft und endet nach 0,08 s. In den beiden nichtlinearen Nachbildungen der Reaktanz X_{h} ist die Mitsystemspannung $U_{\mathrm{OS,1}}(0{,}15\,\mathrm{s})$ im eingeschwungenen Zustand durch die Oberschwingungen belastet. Sie schwingt zwischen $U_{\mathrm{OS,1}} = 0{,}977\,\mathrm{p.u.}$ und $1{,}016\,\mathrm{p.u.}$ für die Nachbildung als Hysteresekurve und $U_{\mathrm{OS,1}} = 0{,}984\,\mathrm{p.u.}$ bis $1{,}003\,\mathrm{p.u.}$ für die Nachbildung als Sättigungskennlinie. Die Unterschiede zwischen den nichtlinearen Modellen sind sehr gering. Die markanten Oberschwingungen sind einerseits durch die Sättigungskennlinie verursacht. Andererseits wird eine Fläche mit den Ummagnetisierungsverlusten bei der Nachbildung als Hysteresekurve wirksam.

Bei der Betrachtung der Oberschwingungen hat die 350-Hz-Schwingung (es zählen alle Oberschwingungen mit den Frequenzen $50\,\mathrm{Hz} + n \cdot 150\,\mathrm{Hz}$, $n = 1{,}2{,}3\ldots$) Einfluss auf die Mitsystemspannung $U_{\mathrm{OS,1}}$. Nach dem Vergleich der siebten Harmonischen der Leiter-Erde-Spannung $U_{\mathrm{OS,L1}}(0{,}15\,\mathrm{s})$ ist zu erkennen, dass der Pegel $U_{\mathrm{OS,L1}}^{350\mathrm{Hz}} = 7{,}6\,\%$ für die Nachbildung als Hysteresekurve 4,5-fach höher ist als für die Nachbildung mit Sättigungskennlinie. Der Unterschied ist auf die Remanenz der Hysteresekurve zurückzuführen. Dadurch lässt sich die im Vergleich zur Nachbildung mit Sättigungskennlinie stärker ausgeprägte Schwingung der Mitsystemspannung für die Nachbildung als Hysteresekurve erklären. Aufgrund des nichtlinearen Verhaltens der Hauptinduktivitäten werden die Effektivwerte von $U_{\mathrm{OS,1}}(0{,}15\,\mathrm{s}) = 0{,}99\,\mathrm{p.u.}$ im TK-Modell mit Hysteresekurve und mit Sättigungskennlinie ermittelt. Dieser Effektivwert der Mitsystemspannung zeigt zum gleichen Zeitpunkt somit geringfügig höhere Werte als die Mitsystemspannung $U_{\mathrm{OS,1}}$ für die Nachbildung als konstante Reaktanz X_{h}.

Im Folgenden wird die Nachbildung der Hauptreaktanzen und die damit verbundenen Modellunterschiede für den Transformator bei Belastung untersucht. Der Transformator befindet sich entweder im Leerlauf oder in einer Starklast mit $0{,}7 \cdot \underline{S}_{\mathrm{r,T}}$. Um die Modelle zu vergleichen, wird die Differenz $\Delta U_{\mathrm{OS},012} = U^{\mathrm{Hyst}}_{\mathrm{OS},012} \cdot 100\,\% - U^{\mathrm{konstXh}}_{\mathrm{OS},012} \cdot 100\,\%$ gebildet. In Tabelle 3.6 sind die Unterschiede für die Nachbildung als konstante Reaktanz $U^{\mathrm{konstXh}}_{\mathrm{OS},012}$ und als Hysteresekurve $\underline{U}^{\mathrm{Hyst}}_{\mathrm{OS},012}$ für zwei unterschiedliche Schaltgruppen in symmetrischen Komponenten aufgelistet. Die genaue Betrachtung der Mitsystemspannungen erfolgt in Kapitel 5.1. In dieser Untersuchung wird der Fokus auf die Differenz der zwei Nachbildungen gelegt, welche in Prozentpunkten mit Voraussetzung $1\,\mathrm{p.u.} = 100\,\%$ bezogen ist.

Für das Netz mit niederohmig geerdetem Sternpunkt beträgt die höchste Differenz der Nachbildungen $\Delta U_{\mathrm{OS},0} = 1{,}3$ Prozentpunkte. Somit sind beide Nachbildungen der Hauptreaktanz $X_{\mathrm{h,L}i}$ ausreichend genau für die Untersuchung einer einpoligen LU. Im Fall des kompensierten Netzes tritt die höchste Spannungsdifferenz zwischen beiden Nachbildungen auf, welche $\Delta U_{\mathrm{OS},2} = 5{,}3$ Prozentpunkte für einen leerlaufenden YNd-Transformator beträgt. Mit 70-prozentiger Belastung sinkt diese Differenz auf Null.

Im Fall des kompensierten Netzes fällt die Mitsystemspannung unabhängig von der Nachbildung auf den halben Wert der Netznennspannung $U_{\mathrm{OS},1} \approx 0{,}5 \cdot U_{\mathrm{n}}$. Die Spannungssenkung ist von der Nullsystemimpedanz abhängig und im kompensierten Netz beträgt $U_{\mathrm{OS},1}(Z_0 \to \infty) = 0{,}5\,\mathrm{p.u.}$. Dieses Verhalten wurde theoretisch in Tabelle 2.2 betrachtet. Beim Vergleich der zwei Schaltgruppen sind keine eindeutigen Unterschiede der Spannungsdifferenz $\Delta U_{\mathrm{OS},1}$ zu erkennen. Die Erkenntnisse sind für beide Schaltgruppen identisch.

Die Untersuchung zeigt, dass der Drehstromtransformator mit einer konstantem Reaktanz X_{h} im eingeschwungenen Zustand für eine Leiterunterbrechung nachgebildet sein darf, um näherungsweise korrekte Ergebnisse zu liefern, da die höchste berechnete Differenz zwischen den Modellen 5,3 Prozentpunkte beträgt. Darüber hinaus sind die Unterschiede zwischen den Schaltgruppen zu erkennen, welche in Kapitel 5 untersucht und erläutert werden.

Zusammenfassung

Zusammenfassend bildet das TK-Modell den Aufbau der Strangspannung $u^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1}}$ korrekt nach, unabhängig vom gewählten Modell der Hauptinduktivität. Bei den nichtlinearen Modellen sind für einen Magnetisierungsstrom markante Harmonische $h = 3, 5, 7$ zu erkennen, welche das Null-,

Tabelle 3.6: Spannungsdifferenz $\Delta U_{\mathrm{OS},012} = U^{\mathrm{Hyst}}_{\mathrm{OS},012} - U^{\mathrm{konstXh}}_{\mathrm{OS},012}$ für zwei nichtlineare Nachbildungen der Hauptreaktanz X_{h} bei einpoliger LU im eingeschwungenen Zustand.

Transformatorbelastung:	Leerlauf				Starklast $0{,}7 \cdot \underline{S}_{\mathrm{r,T}}$			
Sternpunkterdung:	Niederohmig[a)]		Kompensiert[b)]		Niederohmig[a)]		Kompensiert[b)]	
Schaltgruppe:	YNy	YNd	YNy	YNd	YNy	YNd	YNy	YNd
$\Delta U_{\mathrm{OS},0}$ in Prozentpunkt	1,3	0,1	2,9	3,1	0,1	0,1	0	0
$\Delta U_{\mathrm{OS},1}$ in Prozentpunkt	0,3	0,1	4,7	4,9	0,2	0,1	0	0
$\Delta U_{\mathrm{OS},2}$ in Prozentpunkt	0,3	0,1	5,2	5,3	0,2	0,2	0	0

[a)] Netz mit dem niederohmig geerdetem Sternpunkt N, s. Abschnitt 3.2.2.
[b)] Netz mit Erdschlusskompensation im Sternpunkt N.

Gegen- und Mitsystem entsprechend beeinflussen. Um den Effekt des Spannungsaufbaus bei einpoliger LU nachzubilden, ist die Nachbildung der Hauptreaktanz zweitrangig, da die Eigenschaften des gewählten Transformatormodells entscheidend sind. In Hinsicht auf die in der Arbeit vorgesehene Erkennung der LU ist die Nachbildung der Oberschwingungen von großer Bedeutung. In diesem Fall spielen die Amplituden der markanten Harmonischen der Strangspannung eine wichtige Rolle.

Für die weiteren Untersuchungen wird das TK-Modell mit einer nichtlinearen Nachbildung der Hauptinduktivität gewählt. Für die Analyse der Transformatorimpedanz $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ wird im nächsten Abschnitt eine Sättigungskennlinie angewendet, s. Abschnitt 3.6.3. Die Nichtlinearität im Falle von der transienten Netzberechnung ab Kapitel 4 wird als Hysteresekurve nach Jiles-Atherton modelliert.

3.6.3 Elemente der Impedanzmatrix $\underline{Z}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ in Abhängigkeit der Spannungsunsymmetrie

Vor dem Hintergrund der Abhängigkeit der Hauptinduktivität von der angelegten Spannung, s. Kapitel 3.2.1, wird eine Untersuchung der Impedanz $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ in Abhängigkeit der Spannungsunsymmetrie k_{U} durchgeführt. Die Strangspannung wird sowohl im Gegen- als auch im Nullsystem variiert. Dadurch lässt sich der Einfluss dieser Spannungsunsymmetrie auf die Eigenimpedanz sowie die Kopplung zwischen den Leitern qualitativ bewerten. Für die Bewertung der Impedanzmatrix in symmetrischen Komponenten $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ ist das Verhalten der Elemente in Leitergrößen in Abhängigkeit der Unsymmetrie als Zwischenschritt bei der Erklärung des Verhaltens notwendig. Mithilfe der Haupt- und Koppelreaktanzen in Leitergrößen ist es möglich die Elemente der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ nach Gleichung (3.7) zu bestimmen. Des Weiteren kann das Verhalten der Elemente in symmetrischen Komponenten abgeleitet und erklärt werden.

Es ist anzumerken, dass sich die Untersuchung in Abhängigkeit der Spannungsunsymmetrie stark von der Untersuchung der LU unterscheidet. Bei der ersten Untersuchung sind einerseits alle drei Leiter an der OS-Seite vorhanden, andererseits nimmt die Strangspannung höhere Werte $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{Li} > 1\,\mathrm{p.u.}$ an, welche zur Sättigung der Hauptreaktanzen führen. Im Vergleich dazu bleibt die Strangspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{Li} = 0{,}5\,\mathrm{p.u.}$ bis $1\,\mathrm{p.u.}$ (keine Sättigung der Hauptreaktanz) und $k_{\mathrm{U2}} = 0$ bis 1 bei einpoliger LU mit den passiven Betriebsmitteln. Wie die weiteren Untersuchungen der LU mit den aktiven Betriebsmitteln zeigen, ist eine Überspannung unter bestimmten Bedingungen möglich. Aus diesem Grund wird die Sensibilitätsanalyse der Impedanzmatrix $\underline{Z}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ in Abhängigkeit der Spannungsunsymmetrie k_{U} durchgeführt.

Die Spannung in Gegen- und Nullsystem wird anhand der Spannungsunsymmetrie k_{U2} und k_{U0} variiert, welche nach Gleichung (2.2) bzw. (2.3) berechnet wird. Um das Verhalten bei der Spannungsunsymmetrie k_{U2} zu bewerten, ist die Kenntnis der Strangspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{Li}$ zur Bestimmung der nichtlinearen Hauptreaktanz notwendig.

Für die anliegende Strangspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L1L2L3}}$ gilt:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L1}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L2}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{L3}} \end{bmatrix} = \mathbf{T}^{-1}_{012} \begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{0} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}}_{1} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}}_{2} \end{bmatrix} = \underline{U}^{\mathrm{W}}_{1} \begin{bmatrix} k_{\mathrm{U0}} + 1 + k_{\mathrm{U2}} \\ k_{\mathrm{U0}} + \underline{\mathrm{a}}^2 + \underline{\mathrm{a}} k_{\mathrm{U2}} \\ k_{\mathrm{U0}} + \underline{\mathrm{a}} + \underline{\mathrm{a}}^2 k_{\mathrm{U2}} \end{bmatrix} \tag{3.44}$$

Da die Faktoren k_{U2} und k_{U0} als Betragsverhältnisse der Spannungen berechnet werden, handelt es sich um eine vereinfachte Betrachtung bei gleichphasigen Spannungen $\arg \underline{U}_0 = \arg \underline{U}_1 =$

$\arg \underline{U}_2$. Die positiven Werte der beiden Faktoren wirken immer als Spannungserhöhung im Leiter L1 $\underline{U}_{\mathrm{L1}}^{\mathrm{W}} = \underline{U}_1^{\mathrm{W}}\left(k_{\mathrm{U0}} + 1 + k_{\mathrm{U2}}\right)$, s. Gleichung (3.44). Es werden zwei Phasenlagen der Spannungsunsymmetrie von -1 und 1 in der Untersuchung betrachtet. Es wird zum einen angenommen, dass das Argument der Mit-, Gegen und Nullsystemspannung $\arg \underline{U}_1 = \arg \underline{U}_2 = \arg \underline{U}_0$ für eine positive Spannungsunsymmetrie und für eine negative Spannungsunsymmetrie $\arg \underline{U}_1 = \arg \underline{U}_2 + \pi = \arg \underline{U}_0 + \pi$ beträgt. Dadurch werden die maximalen und minimalen Beträge der Spannung im Leiter L1 $\left|\underline{U}_{\mathrm{L1}}^{\mathrm{W}}\right| = \left|\underline{U}_1^{\mathrm{W}}\right|\left(\pm k_{\mathrm{U0}} + 1 \pm k_{\mathrm{U2}}\right)$ bei konstantem Betrag $\left|k_{\mathrm{U2}}\right|$ und $\left|k_{\mathrm{U0}}\right|$ ermittelt. In der Untersuchung wird die maximale Strangspannung im Leiter L1 von 1,6 p.u. modelliert. In der Umsetzung wird diese Strangspannung erreicht, wenn die Unsymmetrie $k_{\mathrm{U2}} = k_{\mathrm{U0}} = 0{,}3$ p.u. bei der Voraussetzung der gleichen Phasenwinkel der drei Spannungen $\underline{U}_{012}^{\mathrm{W}}$ beträgt. Mit der Änderung der Unsymmetrie k_{U} bis zu ±0,3 p.u. lässt sich der Einfluss der Spannungsunsymmetrie bzw. der Strangspannung auf die Impedanzmatrix des Transformators ausreichend analysieren.

In Abschnitt 2.1.2 wird gezeigt, dass sich eine Leiter-Erde-Spannung im Gegensystem auf die Phasenwinkel zwischen den Spannungen auswirkt. Um diesem entgegenzuwirken, wird eine Nullsystemspannung $\underline{U}_0 = \underline{U}_2$ angelegt, welche den Phasenwinkel von 120° zwischen den Leitern wiederherstellt und eine stärkere Änderung der Spannungsamplituden im Vergleich zum symmetrischen Zustand hervorruft. Anhand dieser Kenntnisse werden zwei Untersuchungsvarianten definiert. In der ersten Variante wirkt sich nur die Gegensystemspannung zusätzlich zur Mitsystemspannung auf die Strangspannung ("$k_{\mathrm{U0}} = 0$" in Abbildung 3.18) aus. In der zweiten Variante ist die Nullsystemspannung mit dem gleichen Betrag wie die Gegensystemspannung wirksam ("$k_{\mathrm{U0}} = k_{\mathrm{U2}}$" in Abbildung 3.18). Damit wird die maximale Überspannung an der OS-Seite von $U_{\mathrm{OS,L1}}^{\mathrm{W}} = 1{,}6$ p.u. erreicht. Im Gegensatz dazu beträgt die Leiter-Erde-Spannung $U_{\mathrm{OS},Li} \leq 1$ p.u. bei einer LU im Netz mit den passiven Betriebsmitteln und die Unsymmetrie variiert von 0 bis 1 p.u., s. Tabelle 2.2. Falls die aktiven Betriebsmittel wie z. B. die Windenergieanlage netzdienlich agieren, ist es möglich, dass die Leiter-Erde-Spannung bei einer ungeeigneten Regelung eine Überspannung verursacht. Dieser Hinweis wird in Kapitel 5.2 weiter verfolgt und ausgewertet.

Für die Durchführung dieser Untersuchung werden die Strangspannungen $\underline{U}_{\mathrm{OS,L1L2L3}}^{\mathrm{W}}$ (anhand der Faktoren k_{U2} und k_{U0}, s. Gleichung 3.44) berechnet. Anhand dieser Strangspannungen und der hinterlegten Sättigungskennlinie (s. Anhang, Abbildung A.3a) werden die Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h},Li}$ ermittelt und die Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}^{\mathrm{L1L2L3}}$ bestimmt. Eine vorhandene Sättigungskennlinie ist für die Bildung unterschiedlicher Hauptreaktanzen und die Bildung der Koppelimpedanzen entscheidend, s. Kapitel 3.5, welche in der Untersuchung bewertet werden.

Für die Untersuchung wird das Netz aus Abbildung 2.4a mit dem YNy-Transformator und mit einem niederohmig geerdeten Sternpunkt N_{OS} übernommen. Das Netz wird als eine ideale Spannungsquelle und die Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{N}} = 0$ angenommen.

Für die Bewertung der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}^{\mathrm{L1L2L3}}$, wird die Untermatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,OS}}^{\mathrm{L1L2L3}}$ untersucht, s. Gleichung (3.14). Dafür werden einerseits die Hauptreaktanz $X_{\mathrm{h},Li}$ in Leiter L1 und L2, andererseits vier Elemente der Untermatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,OS}}^{\mathrm{L1L2L3}}$ (Eigenimpedanzen der Leiter L1 und L2, sowie zwei Koppelreaktanzen zwischen den Leitern) genauer untersucht. Ausgewählte Ergebnisse sind in Abbildung 3.18 dargestellt. Die Änderungen in der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,OS}}^{\mathrm{L1L2L3}}$ basieren auf unterschiedlichen Hauptreaktanzen, welche von der anliegenden Strangspannung bzw. Spannungsunsymmetrie abhängig sind. Aus diesem Grund sind die vorgestellten Verläufe von der Belastung des Transformators unabhängig.

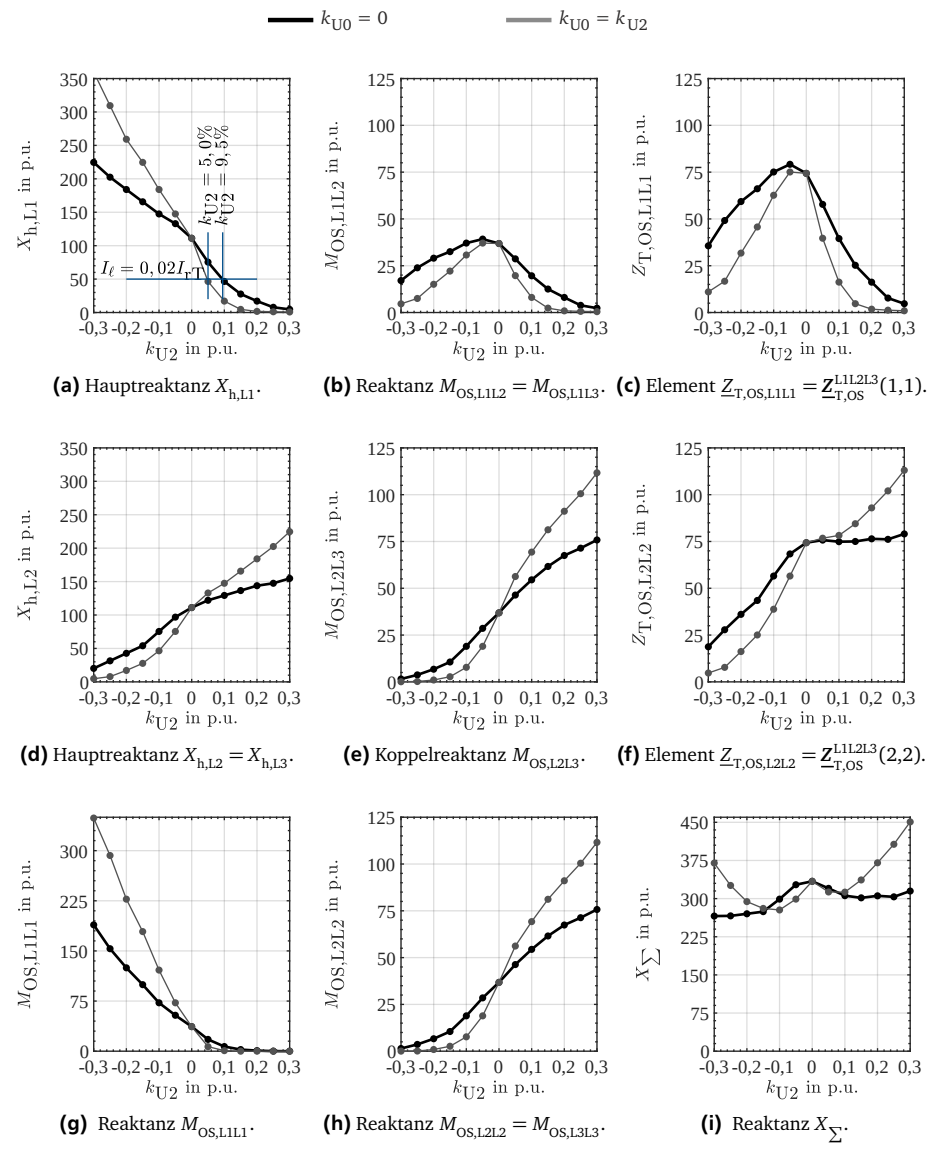


Abbildung 3.18: Elemente der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{L1L2L3}_{T,OS}$ nach Gleichung (3.14) in Abhängigkeit der Spannungsunsymmetrie k_{U2}.

Hauptreaktanz $X_{\mathrm{h,L}i}$

Als eine Grundlage für die Bewertung des TK-Modells bei einer Spannungsunsymmetrie gilt die Kennlinie $U^{\mathrm{W}}_{\mathrm{h,L}i}(X_{\mathrm{h,L}i})$ im Anhang, Abbildung A.3b, welche anhand der Sättigungskennlinie $U^{\mathrm{W}}_{\mathrm{h,L}i}(I_{\mathrm{h,L}i})$ umgerechnet wird. Eine anliegende Strangspannung bedingt einen Magnetisierungsstrom, welcher eine Hauptreaktanz voraussetzt. Im Fall einer Überspannung von $1{,}3 \cdot U_{\mathrm{r,T}}$ steigt der Strom über die Hauptreaktanz von $I_{\ell,\mathrm{r}}$ bis 1,25 p.u. des Bemessungsstromes. Für die weitere Analyse sind die Erkenntnisse aus Abschnitt 2.1.2 bzgl. der Leiter-Erde-Spannung bei einer Spannungsunsymmetrie wichtig. Zusammenfassend wirkt eine Gegensystemspannung mit $k_{\mathrm{U2}} > 0$ auf die Erhöhung der Leiter-Erde-Spannung im Leiter L1 und auf die Senkung der Spannung in Leiter L2 und L3. Dadurch werden eine kleinere Reaktanz $X_{\mathrm{h,L1}} < 111{,}1$ p.u. und höhere Reaktanzen $X_{\mathrm{h,L2}}$ bzw. $X_{\mathrm{h,L3}}$ erwartet.

In den Abbildungen 3.18a und 3.18d ist die Änderung der Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h,L1}}$ bzw. $X_{\mathrm{h,L2}}$ in Abhängigkeit der Spannungsunsymmetrie dargestellt. Bei einer Spannungsunsymmetrie verhalten sich die Hauptinduktivitäten je Leiter, wie vorher erklärt, entgegengesetzt. Bei negativer Spannungsunsymmetrie $k_{\mathrm{U2}} < 0$ steigt die Hauptreaktanz $X_{\mathrm{h,L1}}$ (Senkung der Strangspannung $U^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1}}$, s. Gleichung (3.44)) und die Reaktanz $X_{\mathrm{h,L2}}$ sinkt entsprechend (Erhöhung der Strangspannung $U^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L2}}$, s. Gleichung (3.44)). Eine positive Spannungsunsymmetrie $k_{\mathrm{U2}} > 0$ kehrt das Verhalten um. Der Sättigungseffekt im Leiter L1 mit höherer Leiter-Erde-Spannung ist deutlich stärker ausgeprägt als in den Leitern L2 und L3 bei gleicher Spannungsunsymmetrie. Grund dafür ist die Annahme des gleichen Phasenwinkels $\arg \underline{U}^{\mathrm{W}}_1 = \arg \underline{U}^{\mathrm{W}}_2$, welcher die größte Auswirkung auf den Leiter L1 hat. Eine zusätzliche Nullsystemspannung verstärkt beide Sättigungseffekte.

Für typische Leistungstransformatoren ist die untere Grenze der Hauptreaktanz $X_{\mathrm{h,L}i} = 50$ p.u., was einem Leerlaufstrom von $I_\ell = 0{,}02 \cdot I_{\mathrm{r,T}}$ entspricht. Die Unterschreitung dieser Grenze ist für Spannungsunsymmetrien $k_{\mathrm{U2}} \geq 9{,}5\,\%$ oder $k_{\mathrm{U2}} = k_{\mathrm{U0}} \geq 5{,}0\,\%$ zu erwarten. Im Vergleich dazu ist der Bereich von maximal $k_{\mathrm{U2}} \pm 2\,\%$ im öffentlichen Netz nach EN50160 [17] im Normalbetrieb erlaubt. Dies entspricht einer minimalen Hauptreaktanz von 96 p.u. bzw. 85 p.u. für den untersuchten Transformator. Es ist anzumerken, dass die Auslegung der Bemessungsarbeitspunkte an der Sättigungskennlinie eine wichtige Rolle bei den Sättigungseffekten spielt. Je weiter der Sättigungspunkt vom Normalbetrieb entfernt ist, desto mehr Freiheitsgrade in Form des linearen Betriebs stehen zur Verfügung.

Koppelreaktanzen $M_{\mathrm{OS,L1L2}}$ und $M_{\mathrm{OS,L2L3}}$

Darüber hinaus wird die Koppelreaktanz $M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j}$ mit dem Fokus auf die Kopplung zwischen den Leitern L1L2 und L2L3 analysiert. Sie entsprechen den Elementen (1,2) und (2,3) der Impedanz $\underline{Z}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,OS}}$. Ihre Berechnung erfolgt nach Gleichung (3.16a) mit allen drei Reaktanzen $X_{\mathrm{h,L}i}$ und der Reaktanz $X_\sum$. Die Werte des symmetrischen Betriebes sind in der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES,sym}}$ aufgelistet, s. Gleichungssystem (G.6a).

Die Koppelreaktanz $M_{\mathrm{OS,L1L2}}$ nach Abbildung 3.18b sinkt mit steigendem Betrag der Spannungsunsymmetrie $\left|k_{\mathrm{U2}}\right|$. Grund dafür ist die entgegengesetzte Änderung der Reaktanz $X_{\mathrm{h,L1}}$ zu den Reaktanzen $X_{\mathrm{h,L2}}$ und $X_{\mathrm{h,L3}}$. Das Diagramm ist nicht zur Halbgerade über $k_{\mathrm{U2}} = 0$ symmetrisch, da die Reaktanz $X_{\mathrm{h,L1}}$ stärker für eine positive Spannungsunsymmetrie (stärkere Verkleinerung der Reaktanz durch die Überspannung entlang $U^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1}}$) beeinflusst wird. In Abbildung 3.18i ist der Verlauf der Reaktanz $X_\sum$ nach Gleichung (3.12) dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die höchste Reaktanz für die Spannungsunsymmetrie $k_{\mathrm{U0}} = 0$ auftritt. Für die Spannungsunsymmetrie $k_{\mathrm{U0}} = k_{\mathrm{U2}}$ tritt einerseits das lokale Maximum bei $k_{\mathrm{U2}} = 0$ auf, andererseits nimmt die Reaktanz

$X_{\sum}$ ab $\left|k_{\mathrm{U2}}\right| > 0{,}1\,\mathrm{p.u.}$ zu und erreicht $X_{\sum}(k_{\mathrm{U2}} = 0{,}3\,\mathrm{p.u.}) = 450\,\mathrm{p.u.}$. Zusammenfassend ist die Auswirkung der Reaktanz $X_{\sum}$ auf die Koppelreaktanz $M_{\mathrm{OS,LiLj}}$ geringer für den Faktor $k_{\mathrm{U0}} = 0$ (Änderung der Reaktanz $X_{\sum} = (265..334)\,\mathrm{p.u.}$) als für den Faktor $k_{\mathrm{U0}} = k_{\mathrm{U2}}$ (Änderung der Reaktanz $X_{\sum} = (277..450)\,\mathrm{p.u.}$). Diese Erkenntnis führt auf die stärkere Auswirkung der Unsymmetrie $k_{\mathrm{U0}} = k_{\mathrm{U2}}$ auf die Haupt- und Koppelreaktanzen nach Gleichung 3.44 zurück. Demgegenüber ist der Verlauf der Kopplung $M_{\mathrm{OS,L2L3}}$, s. Abbildung 3.18e vergleichbar zur Änderung der Hauptreaktanz $X_{\mathrm{h,L2}} = X_{\mathrm{h,L3}}$. Die beiden Reaktanzen verhalten sich identisch bei Spannungsunsymmetrie ($\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L2}} = \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L3}}$) und werden im Zähler von Gleichung (3.16) multipliziert. Dadurch entsteht eine Proportionalität zwischen den Hauptreaktanzen und der Koppelinduktivität. Die Änderung der Reaktanz $X_{\sum}$ ist klein im Vergleich zur Änderung der Hauptreaktanzen im Quadrat, s. Abbildung 3.18i. Eine zusätzliche Nullsystemspannung verstärkt beide Koppelinduktivitäten.

Des Weiteren wird auf das Verhältnis der Hauptreaktanz $X_{\mathrm{h,L2}}$ zu den Koppelreaktanzen $M_{\mathrm{OS,L2L2}}$ und $M_{\mathrm{OS,L2L3}}$ und entsprechend für den Leiter L2 eingegangen. Bei der durchgeführten Untersuchung gilt $X_{\mathrm{h,L2}} = X_{\mathrm{h,L3}} \Longleftrightarrow U^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L2}} = U^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L3}}$, für den angenommenen Phasenwinkel der Gegensystemspannung $\arg \underline{U}_1 = \arg \underline{U}_2$, s. Abbildung 2.3. Bei den Annahmen $X_{\mathrm{h},Li} \gg X_{\sigma}, X_{\mathrm{T,umg}}$ und $X_{\mathrm{h,L1}} = X_{\mathrm{h,L2}} = X_{\mathrm{h,L3}}$ beträgt $M_{\mathrm{OS,L2L2}} = X_{\mathrm{h,L2}}/3 \Longleftrightarrow k_{\mathrm{U2}} = 0$. Bei der starken Spannungsunsymmetrie $k_{\mathrm{U2}} = 0{,}3$ gilt $X_{\mathrm{h,L1}} \ll X_{\mathrm{h,L2}}, X_{\mathrm{h,L3}}$ und die Koppelreaktanz nimmt den Wert $M_{\mathrm{OS,L2L2}} = X_{\mathrm{h,L2}}/2$ an. Damit wird ein angenähertes Verhältnis der Hauptreaktanz zur Koppelreaktanz beim Anstieg der Spannungsunsymmetrie verschafft. Exemplarisch können die Werte für die Spannungsunsymmetrie mit $k_{\mathrm{U0}} = 0$ betrachtet werden, wenn $X_{\mathrm{h,L2}} \approx 105\,\mathrm{p.u.} \Rightarrow M_{\mathrm{OS,L2L3}} \approx 35\,\mathrm{p.u.}$ und für $X_{\mathrm{h,L2}} \approx 150\,\mathrm{p.u.} \Rightarrow M_{\mathrm{OS,L2L3}} \approx 75\,\mathrm{p.u.}$, s. Abbildung 3.18. Dieses Verhältnis tritt nur für gleichgroße Strangspannungen in den Leitern L2 und L3 und für die Annahmen bzgl. der Reaktanzen $X_{\mathrm{T,umg}}$ und X_{σ} auf.

Reaktanzen $\underline{Z}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,OS}}(1,1)$ und $\underline{Z}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,OS}}(2,2)$

Bei der Spannungssymmetrie sind die Koppelreaktanzen gleich und betragen $M_{\mathrm{OS,LiLj}} = 36{,}871\,\mathrm{p.u.}$, s. Impedanz $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES,sym}}$ nach Gleichung (G.6). Dazu wird die Reaktanz $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,OS}}(1,1) = 78{,}34\,\mathrm{p.u.}$ als eine Differenz zwischen der Hauptreaktanz und Koppelreaktanz $M_{\mathrm{OS,L1L1}}$ ermittelt, s. Gleichung (3.14a) (entsprechend für $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,OS}}(2,2)$). Diese Impedanzen entsprechen den Selbstimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{s,L1}}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{s,L2}}$ an der OS-Seite.

Mit steigender Spannungsunsymmetrie $\left|k_{\mathrm{U2}}\right|$ sinkt die Reaktanz des Elements $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,OS}}(1,1)$, wobei für die positiven Werte der Spannungsunsymmetrie die Änderung stärker ausfällt. Das Element $\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,OS}}(2,2) = \mathrm{j}(X_{\mathrm{h,L2}} + X_{\sigma} - M_{\mathrm{OS,L2L2}})$ zeigt ein anderes Verhalten. Für $k_{\mathrm{U2}} > 0$ und $k_{\mathrm{U0}} = 0$ steigen die beiden Reaktanzen $X_{\mathrm{h,L2}}$ und $M_{\mathrm{OS,L2L2}}$ und die Eigenimpedanz $\mathrm{Im}\{\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,OS}}(2,2)\}$ geringfügig an. Im Bereich der negativen Spannungsunsymmetrie sowie bei einer zusätzlichen Nullsystemspannung werden keine Besonderheiten im Vergleich zum Verlauf der Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h,L1}}$ und $X_{\mathrm{h,L2}}$ beobachtet. Der Verlauf der Reaktanz $\underline{Z}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,OS}}(1,1)$ kann durch die Summation entsprechender Reaktanzen (Diagramme a), b), g) und e)) berechnet werden.

Schlussfolgerungen

Eine Spannungsunsymmetrie k_{U2} hat unterschiedliche Auswirkungen auf die drei Hauptreaktanzen eines Drehstromtransformators. Die Koppelinduktivität zwischen den Leitern hängt immer von den drei Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h},Li}$ und der Reaktanz $X_{\sum}$ ab. Durch eine Spannungsunsymmetrie

wird sowohl eine Erhöhung als auch eine Senkung der Koppelinduktivitäten und der Reaktanzen $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS}}^{\mathrm{L1L2L3}}(1,1)$ und $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS}}^{\mathrm{L1L2L3}}(2,2)$ beobachtet.

Eine zusätzliche Nullsystemspannung $U_0 \sim k_{\mathrm{U0}}$ verstärkt die Abweichung der Leiter-Erde-Spannung vom symmetrischen Zustand. Dadurch verstärkt sie die Sättigung der Hauptreaktanzen und führt zur stärkeren Impedanzunsymmetrie des Drehstromtransformators.

3.6.4 Elemente der Impedanz $\underline{\mathbf{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}^{012}$ in Abhängigkeit der Unsymmetrie der Strangspannung

Im folgenden Abschnitt wird das in symmetrische Komponenten transformierte TK-Modell bei vorgegebener Spannungsunsymmetrie untersucht. Die sich daraus ergebenden Matrixelemente $\underline{\mathbf{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}^{012}$ aus Gleichung (3.17) werden analysiert. Es gelten gleiche Randbedingungen wie bei der vorherigen Analyse in Leitergrößen, s. Abschnitt 3.6.3. Im Folgenden werden die Elemente der Matrix $\underline{\mathbf{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}^{012}$ vorgestellt, welche eine wichtige Rolle in der Ersatzschaltung spielen, s. Abbildung 3.14.

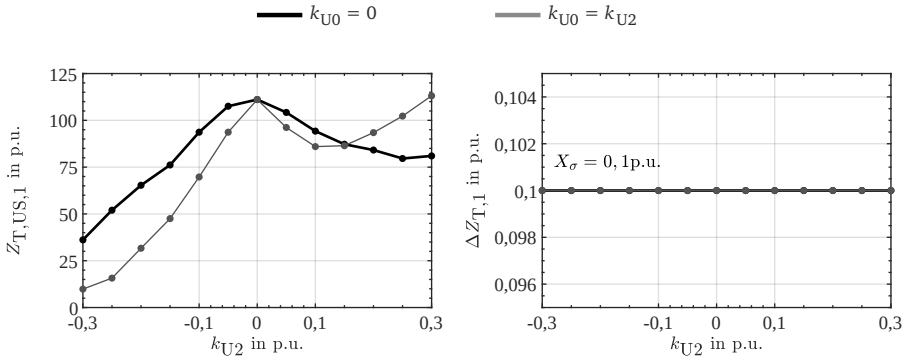
Mitsystemimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}}$ und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T,1}}$

Zuerst wird das Mitsystem analysiert. In den Abbildungen 3.19a und 3.19b sind die Mitsystemimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}}$ und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T,1}} = \mathrm{j}X_{\sigma}$ dargestellt, welche zur Bildung der Eingangsimpedanz beitragen (das Gegensystem enthält die gleichen Verläufe), s. Abbildung 3.14. Die Mitsystemimpedanz wird als Summe der Selbst- und Koppelreaktanzen, s. die Diagramme b), c), e) und f) aus Abbildung 3.18 nach Gleichung (3.21c) berechnet.

Im symmetrischen Drehstromsystem mit $k_{\mathrm{U2}} = 0$ erreicht die Mitsystemimpedanz an der US-Seite den Wert von $\underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}} = 111{,}1\,\mathrm{p.u.}$, welche mit der vorherigen Berechnung übereinstimmt, s. Gleichung (G.6). Die Eingangsimpedanz wird nach Gleichung (3.22) berechnet und beträgt $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS,1}} = \underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}} + \Delta\underline{Z}_{\mathrm{T,1}} = 111{,}2\,\mathrm{p.u.}$.

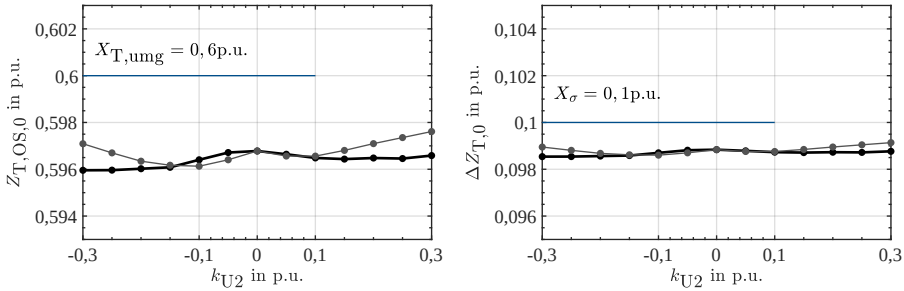
Bei einer Unsymmetrie mit $X_{\mathrm{h,L1}} \neq X_{\mathrm{h,L2}} \neq X_{\mathrm{h,L3}}$ bleibt die Impedanz $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T,1}} = \mathrm{j}\cdot 0{,}1$ konstant im untersuchten Bereich der Unsymmetrie und entspricht der Streureaktanz X_{σ}, s. Gleichung (3.23). Dagegen ändert sich die Mitsystemimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}}$ mit der Spannungsunsymmetrie und korreliert mit dem Sättigungseffekt der Hauptinduktivitäten aus Abbildung 3.18. Wie in Abbildung 3.18 dargestellt, ändern sich die Hauptinduktivitäten $X_{\mathrm{h,L}i}$ in Abhängigkeit von einer Spannungsunsymmetrie. Die Mitsystemimpedanz $Z_{\mathrm{T,US,1}} \sim \frac{1}{3}\sum_i X_{\mathrm{h,L}i}$ wird aus allen drei Hauptinduktivitäten nach Gleichung (3.22b) ermittelt und ändert sich entsprechend der Summe der Reaktanzen, s. die Abbildungen 3.18a und 3.18d. Durch den Sättigungseffekt je Strang sind die Änderungen der Mitsystemimpedanz für positive und negative Spannungsunsymmetrien unterschiedlich.

Bei $k_{\mathrm{U0}} = 0$ und dem steigenden Betrag von k_{U2} sinkt die Mitsystemimpedanz, wobei ein wenig ausgeprägtes lokales Minimum für $k_{\mathrm{U2}}(0{,}25) = 80\,\mathrm{p.u.}$ erreicht wird. Dies ist der Fall, wenn die Hauptreaktanz $X_{\mathrm{h,L1}} \ll X_{\mathrm{h,L2}} = X_{\mathrm{h,L3}}$ klein ist und die beiden Hauptinduktivitäten $X_{\mathrm{h,L2}}$ und $X_{\mathrm{h,L3}}$ weiter zunehmen. Letztendlich überwiegt ihre Wirkung bei der Berechnung der Mitsystemimpedanz $Z_{\mathrm{T,US,1}} \sim \left(X_{\mathrm{h,L2}} + X_{\mathrm{h,L3}}\right)$. Dieser Effekt tritt entweder für $k_{\mathrm{U2}}^{\mathrm{U0=0}} = 0{,}25\,\mathrm{p.u.}$ oder für $k_{\mathrm{U0}} = k_{\mathrm{U2}} = 0{,}1\,\mathrm{p.u.}$ auf. Wie bei der Impedanzmatrix $\underline{\mathbf{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}^{\mathrm{L1L2L3}}$ verstärkt die Nullsystemspannung die Sättigungseffekte. Mit einer Spannungsunsymmetrie $k_{\mathrm{U0}} = k_{\mathrm{U2}} = 0{,}3\,\mathrm{p.u.}$ ist eine Erhöhung der Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}} = 113\,\mathrm{p.u.}$ über den Wert beim symmetrischen Zustand 111 p.u. aufgrund sehr hoher Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h,L2}}$ und $X_{\mathrm{h,L3}}$ zu erkennen.



(a) Mitsystemimpedanz $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\text{T,TK-ES}}(5{,}5) = Z_{\text{T,US,1}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\frac{\pi}{2}}$.

(b) Impedanz $\Delta\underline{Z}_{\text{T,1}} = \Delta Z_{\text{T,1}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\frac{\pi}{2}}$.



(c) Mitsystemimpedanz $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\text{T,TK-ES}}(1{,}1) = Z_{\text{T,OS,0}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\frac{\pi}{2}}$.

(d) Impedanz $\Delta\underline{Z}_{\text{T,0}} = \Delta Z_{\text{T,0}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\frac{\pi}{2}}$.

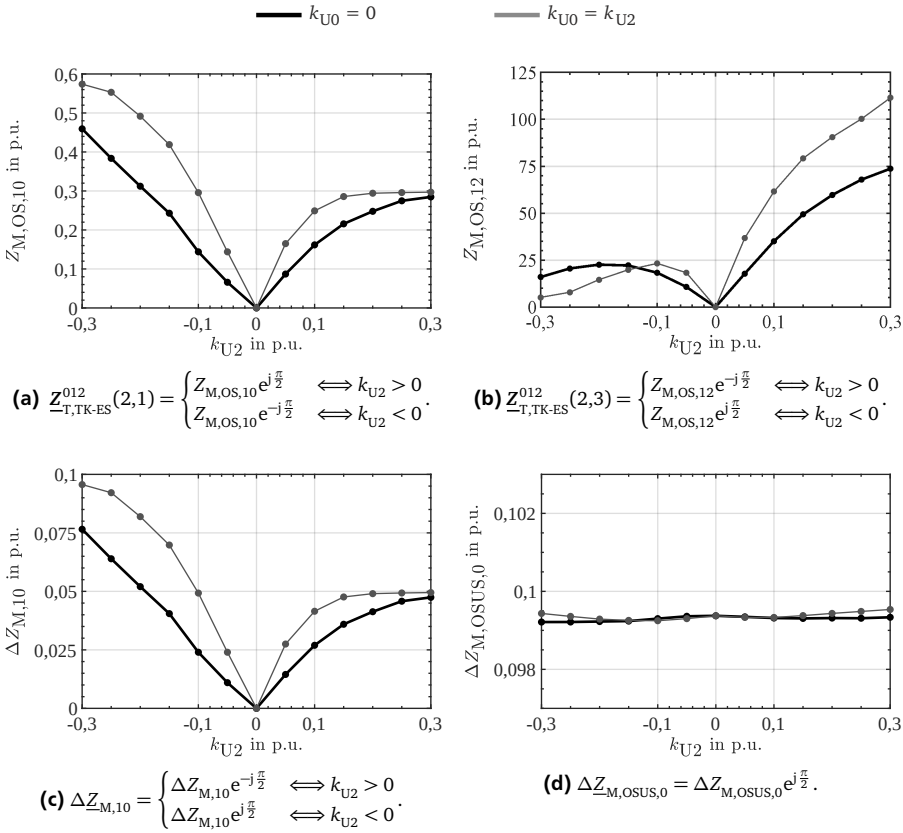
Abbildung 3.19: Elemente der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\text{T,TK-ES}}$ in Abhängigkeit der Spannungsunsymmetrie.

Nullsystemimpedanzen $\underline{Z}_{\text{T,OS,0}}$ und $\Delta\underline{Z}_{\text{T,0}}$

In den Abbildungen 3.19c und 3.19d sind die Nullsystemimpedanzen $\underline{Z}_{\text{T,OS,0}}$ und $\Delta\underline{Z}_{\text{T,0}}$ dargestellt, welche die Ersatzschaltung im Nullsystem beschreiben.

Im symmetrischen Drehstromsystem mit $k_{\text{U2}} = 0$ erreicht die Nullsystemimpedanz an der OS-Seite den Wert von $\underline{Z}_{\text{T,OS,0}} = \mathrm{j}0{,}597\,\text{p.u.}$, welche mit der vorherigen Berechnung übereinstimmt, s. Gleichung (G.6) und Gleichung (3.24a). Der ermittelte Wert liegt geringfügig unter der Umgebungsimpedanz $Z_{\text{T,OS,0}} \approx Z_{\text{T,umg}} \Longleftrightarrow X_{\text{h,Li}} \gg X_{\text{T,umg}} = 0{,}6\,\text{p.u.}$. Mit steigender Spannungsunsymmetrie $\left|k_{\text{U2}}\right|$ ändert sich der Betrag $Z_{\text{T,OS,0}}$ geringfügig, bleibt allerdings im Bereich von (0,596...0,598) p.u..

Der Betrag der Impedanz $\Delta\underline{Z}_{\text{T,0}} = 0{,}099\,\text{p.u.}$ liegt im symmetrischen Zustand geringfügig unter der Streureaktanz $X_\sigma = 0{,}1\,\text{p.u.}$. Der Verlauf der Impedanz $\Delta\underline{Z}_{\text{T,0}}$ bei einer Spannungsunsymmetrie verhält sich ähnlich der Impedanz $Z_{\text{T,OS,0}}$ und bleibt im Bereich von (0,0985...0,0995) p.u.. Somit



(a) $\underline{Z}^{012}_{T,TK\text{-}ES}(2,1) = \begin{cases} Z_{M,OS,10}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\frac{\pi}{2}} & \Longleftrightarrow k_{U2} > 0 \\ Z_{M,OS,10}\mathrm{e}^{-\mathrm{j}\frac{\pi}{2}} & \Longleftrightarrow k_{U2} < 0 \end{cases}$.

(b) $\underline{Z}^{012}_{T,TK\text{-}ES}(2,3) = \begin{cases} Z_{M,OS,12}\mathrm{e}^{-\mathrm{j}\frac{\pi}{2}} & \Longleftrightarrow k_{U2} > 0 \\ Z_{M,OS,12}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\frac{\pi}{2}} & \Longleftrightarrow k_{U2} < 0 \end{cases}$.

(c) $\Delta\underline{Z}_{M,10} = \begin{cases} \Delta Z_{M,10}\mathrm{e}^{-\mathrm{j}\frac{\pi}{2}} & \Longleftrightarrow k_{U2} > 0 \\ \Delta Z_{M,10}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\frac{\pi}{2}} & \Longleftrightarrow k_{U2} < 0 \end{cases}$.

(d) $\Delta\underline{Z}_{M,OSUS,0} = \Delta Z_{M,OSUS,0}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\frac{\pi}{2}}$.

Abbildung 3.20: Koppelelemente der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{T,TK\text{-}ES}$ in Abhängigkeit der Spannungsunsymmetrie.

sind die beiden Nullsystemimpedanzen nur sehr gering von der Summe der Reaktanzen $\sum_i X_{h,Li}$ abhängig.

Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{M,OS,10}$ und $\underline{Z}_{M,OS,12}$

Weiter werden die Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{M,OS,10}$ und $\underline{Z}_{M,OS,12}$ betrachtet, welche bei jeder Spannungsunsymmetrie auftreten. In den Abbildungen 3.20a und 3.20b sind die Beträge der Koppelimpedanzen dargestellt, wobei die Kopplung “20” der Kopplung “10” entspricht.

Bei Symmetrie betragen diese Koppelimpedanzen Null, somit sind die Systeme “0”, “1” und “2” nicht gekoppelt. Mit steigender Spannungsunsymmetrie steigt der Betrag $Z_{M,OS,10}$ bis auf 0,3 p.u., und für $k_{U2} = k_{U0} > 0{,}25$ p.u. erreicht er eine Sättigung. Bei negativer Spannungsunsymmetrie sind höhere Beträge für $k_{U2} = k_{U0} = -0{,}3$ p.u. bis zu $Z_{M,OS,10} = 0{,}58$ p.u. zu beobachten. Im Vergleich

dazu erreicht die Kopplung $Z_{\mathrm{M,OS,12}}$ deutlich höhere Werte bei gleich großer Spannungsunsymmetrie. Daraus resultiert, dass die magnetische Kopplung zwischen dem Nullsystem und den beiden anderen Systemen relativ gering im Vergleich zur Kopplung zwischen Mit- und Gegensystem ausfällt. In der Praxis bedeutet das eine kleine Spannungsänderung im Gegensystem bei wesentlich höherer Rückwirkung auf das Mitsystem als auf das Nullsystem.

Bei der Bewertung des Impedanzwinkels der Koppelimpedanzen ist zu erkennen, dass dieser entweder $\varphi_{\mathrm{M}} = 90°$ für $k_{\mathrm{U2}} > 0$ oder $\varphi_{\mathrm{M}} = -90°$ für $k_{\mathrm{U2}} < 0$ beträgt. Dies bedeutet, dass der Impedanzwinkel der Koppelreaktanz zwei Winkel in Abhängigkeit der Spannungsunsymmetrie annehmen kann.

Koppelimpedanzen $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,10}}$ und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,0}}$

Im Folgenden werden die Koppelimpedanzen $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,10}}$ und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,0}}$ betrachtet, wobei die Kopplung “20” der Kopplung “10” entspricht. In den Abbildungen 3.20c und 3.20d sind die Beträge der Koppelimpedanzen dargestellt.

Bei Netzsymmetrie beträgt die Koppelimpedanz $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,10}} = 0$. Der Verlauf dieser Koppelimpedanz ist ähnlich dem Verlauf der Koppelimpedanz $Z_{\mathrm{M,OS,10}}$, wobei die Beträge um den Faktor sechs kleiner sind als die Koppelimpedanz $Z_{\mathrm{M,OS,10}}$. Ein Unterschied tritt beim Impedanzwinkel auf. Er beträgt $\varphi_{\Delta\mathrm{M}} = -90°$ für $k_{\mathrm{U2}} > 0$ oder $\varphi_{\mathrm{M}} = 90°$ für $k_{\mathrm{U2}} < 0$.

Die Beträge der Koppelimpedanz $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,0}}$ sind geringfügig kleiner als die Streureaktanz $X_\sigma = 0{,}1\,\mathrm{p.u.}$. Diese Koppelimpedanz wird anhand der Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{T,US,0}}$ berechnet, s. Gleichung (3.31) und ihr Verlauf zeigt eine umgekehrte Korrelation zum Impedanzverlauf $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS,0}}(k_{\mathrm{U2}})$.

Zusammenfassend sind die Ergebnisse im Einklang mit der Norm EN60076-1 [15], welche eine symmetrische Spannung an den Transformatorklemmen voraussetzt. Es wird beobachtet, dass die Spannungsunsymmetrie von $k_{\mathrm{U2}} > 0{,}05\,\mathrm{p.u.}$ starke Auswirkungen auf die Impedanzunsymmetrie des Transformators hat. Besonders die Übergangszustände können durch die starken Kopplungen zwischen dem Mit- und Gegensystem zu unzulässigen Zuständen im Netz und anderen Betriebsmitteln führen.

Anhand der dargestellten Ergebnisse können folgende Annahmen bzgl. der Impedanzen in der TK-Ersatzschaltung vorgenommen werden:

- Die Nullsystemimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS,0}}$ und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T,0}}$ ändern sich geringfügig bei einer Spannungsunsymmetrie, sodass $\underline{Z}_{\mathrm{T,OS,0}} \approx \underline{Z}_{\mathrm{T,OS,0}}^{\mathrm{kU2=0}}$ und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{T,0}} \approx \Delta\underline{Z}_{\mathrm{T,0}}^{\mathrm{kU2=0}} \approx \mathrm{j}X_\sigma$.
- Für die Koppelimpedanzen gilt $\Delta Z_{\mathrm{M,10}} < Z_{\mathrm{M,OS,10}} < Z_{\mathrm{M,OS,12}}$.

3.6.5 Schlussfolgerungen

Das TK-Modell des Transformators wird in der Untersuchung der Spannungsunsymmetrie verwendet. Nach der Transformation des Modells in symmetrische Komponenten werden die Elemente identifiziert, welche bei der realitätsnahen Nachbildung der Unsymmetrie der Hauptreaktanzen eine bedeutende Rolle spielen. Anhand der Impedanzmatrix $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}^{012}$ werden die drei Gruppen der Unsymmetrie identifiziert. Zum einen treten die Unsymmetrien zwischen der OS- und US-Seite auf, welche auf die Streureaktanz und Kopplung des Nullsystemstromes mit der Mit- und Gegensystemspannung hinweisen. Zum anderen treten die Kopplungen zwischen den Systemen über Querzweige auf. Bei einem symmetrischen System bleibt nur ein Art der Unsymmetrie, welche auf die OS-seitig nachgebildete Streuung zurückzuführen ist.

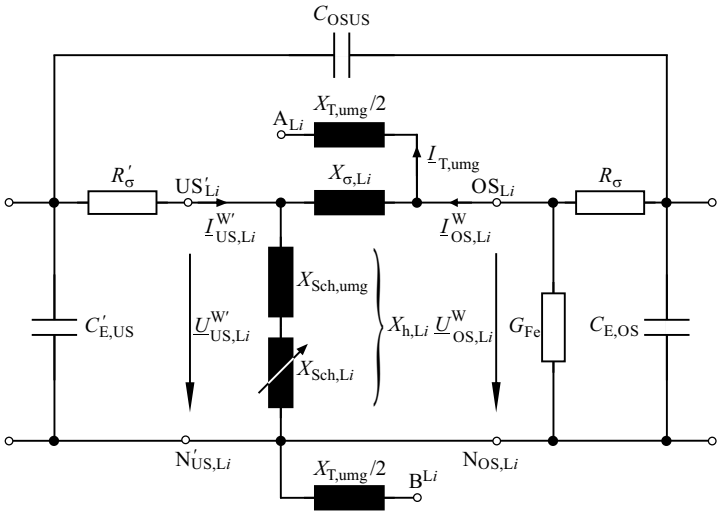


Abbildung 3.21: Verlustbehaftete TK-Ersatzschaltung eines Schenkels in Leitergrößen.

Aus der vorgestellten Ersatzschaltung ist zu erkennen, dass sich die Nullsystemimpedanz aus den drei Reaktanztypen (Streu-, Umgebungs- und Hauptreaktanzen) zusammensetzt, welche dreieckförmig angeordnet sind. Bei der Betrachtung der Eingangsimpedanzen im Nullsystem wird zwischen der Eingangsimpedanz an der OS- und US-Seite unterschieden.

Mithilfe des TK-Modells lässt sich die LU und der Spannungsaufbau an der OS-Seite des Transformators realitätsnah nachbilden. Zum einen ist die Nachbildung der Hauptreaktanzen als eine konstante Induktivität ausreichend um die LU nachzubilden. Bei der Nachbildung der Hauptreaktanzen als nichtlineare Induktivitäten steigt die Genauigkeit des Modells an, welche eine wichtige Rolle für die transienten Berechnungen spielt. Mit der Berücksichtigung der Nichtlinearität der Hauptreaktanz werden der Sättigungseffekt und die Hysterese berücksichtigt. Dadurch wird die Quelle der Oberschwingungen in das Modell eingeführt.

In Abbildung 3.5 ist die TK-Ersatzschaltung dargestellt, welche auf die magnetische und verlustlose Ersatzschaltung des Transformators zurückgreift. Um einen verlustbehafteten Transformator zu modellieren, wird im Netzmodell die TK-Ersatzschaltung einerseits um die Widerstände $R_{\sigma} \sim u_{\mathrm{R,r}}$ an den Anschlussklemmen $\mathrm{OS}_{\mathrm{L}i}$ und $\mathrm{US}_{\mathrm{L}i}$ als Kupferverluste der Wicklungen erweitert. Andererseits werden die Eisenverluste $G_{\mathrm{Fe,r}} \sim P_{\mathrm{Fe,r}}$ mit den Hystereseverlusten an der OS-Seite modelliert.

Außerdem werden die Kapazitäten im Modell nach den Empfehlungen aus Tabelle 3.1 zur Modellierung der Überspannungen berücksichtigt. Dafür werden die Erdkapazitäten C_{E} zwischen den Klemmen $\mathrm{OS}_{\mathrm{L}i}$ und $\mathrm{N}_{\mathrm{OS,L}i}$ (entsprechend für die US-Seite) sowie die Koppelkapazitäten zwischen den Klemmen $\mathrm{OS}_{\mathrm{L}i}$ und $\mathrm{US}_{\mathrm{L}i}$ modelliert. In den weiteren Untersuchungen ab Kapitel 5 betragen sie $C_{\mathrm{E,OS}} = 3\,\mathrm{nF}$, $C_{\mathrm{E,US}} = 30\,\mathrm{nF}$ und $C_{\mathrm{OSUS}} = 3\,\mathrm{nF}$ [66], [52]. Mit der Einführung der Kapazitäten kann sich zu einem die Strangspannung an den Klemmen nicht sprunghaft in der transienten Berechnung ändern. Zum anderen haben die modellierten Verluste einen Einfluss auf die Dämp-

fung des transienten Vorgangs. Die eingeführten Änderungen haben keinen direkten Einfluss auf das in den vorherigen Kapiteln beschriebene TK-Modell, welches auf dem magnetischen Kreis basiert. Die resultierende verlustbehaftete TK-Ersatzschaltung eines Schenkels ist in Abbildung 3.21 dargestellt.

3.7 Messung am Versuchstransformator

Um die theoretische Betrachtung mit realen Messwerten zu unterstützen, werden ausgewählte Ergebnisse aus der Simulation mit einem Versuch an einem realen Transformator verglichen. Aus den Beobachtungen werden die Untersuchungsszenarien in einem Verteilnetz abgeleitet. Für die Messung wird ein 380-V-/190-V-Trockentransformator ausgewählt. Um den Einfluss der Spannungsunsymmetrie auf den Transformator zu bewerten, werden drei Versuche durchgeführt:

Einschaltvorgang des leerlaufenden Transformators: Es ist eine Transformatormessung zur Ermittlung des Inrush-Stromes. Im Gegensatz zu üblichen Betrachtungen (zur Strommessung) stehen die Spannungsverhältnisse in symmetrischen Komponenten im Vordergrund der Untersuchung. Bei diesem Versuch ist der Spannungsanstieg im Gegen- und Nullsystem durch eine Sättigung des Kerns zu erwarten.

Einpolige Unterbrechung auf der 380-V-Spannungsebene: Durch eine einpolige Unterbrechung im Leiter L2 treten Spannungen im Gegen- und Nullsystem auf (parallele Verschaltung der symmetrischen Komponenten im Fehlerfall). Es wird die Transformation der Ströme und Spannungen des leerlaufenden Transformators beobachtet. Ein- und Ausschaltvorgang werden gemessen und die Erkenntnisse auf die Untersuchungsszenarien im Modellnetz im weiteren Kapitel abgeleitet.

Zuschaltung auf eine Spannungsunsymmetrie: In diesem Teil der Messung wird das Verhalten des Transformators bei Änderung der Unsymmetrie der Einspeisespannung U_{OS} gemessen. Eine vorgegebene Spannungsunsymmetrie k_{U2} wird die Hauptinduktivität einzelner Schenkel unsymmetrisch beeinflussen, wodurch die Impedanzsymmetrie nicht mehr gegeben ist.

3.7.1 Messaufbau

In Abbildung 3.22 ist der Messaufbau zur Durchführung des Vorhabens abgebildet. Für den Versuch wird ein Dreischenkeltransformator mit einer Schaltgruppe YNyn und einem Übersetzungsverhältnis von $\ddot{u}_{\mathrm{r}} = 2$ ausgewählt. Der Leerlaufstrom beträgt $I_{\ell}/I_{\mathrm{r}} = 2{,}8\,\%$ und die komplexe Kurzschlussspannung $\underline{u}_{\mathrm{k}} = (0{,}046 + \mathrm{j} \cdot 0{,}082)$ p.u.. Die Bemessungsdaten des Versuchstransformators basieren auf den Messergebnissen eines Praktikumsversuches der TU Darmstadt. Die drei Leiter-Erde-Spannungen $U_{\mathrm{L}i}$ sowie die drei Leiterströme $I_{\mathrm{L}i}$ werden an den Transformatorklemmen auf der OS- und US-Seite gemessen. Zusätzlich wird die Spannungsverlagerung $U_{\mathrm{N,OS}}$ erfasst.

Der Versuchstransformator wird vom 380-V-Netz über einen dreipoligen Schalter S_{3p} gespeist. Zusätzlich sind ein einpoliger Schalter S_{L2} und ein regelbarer Widerstand R_{L2} im Leiter L2 an der Netzseite des Versuchstransformators eingebaut.

Für den Versuch des Einschaltvorgangs wird der dreipolige Schalter S_{3p} zum Zeitpunkt t_0^{Ein} geschlossen. Der einpolige Schalter S_{L2} bleibt offen und der regelbare Widerstand wird kurzgeschlossen $R_{\mathrm{L2}} = 0$.

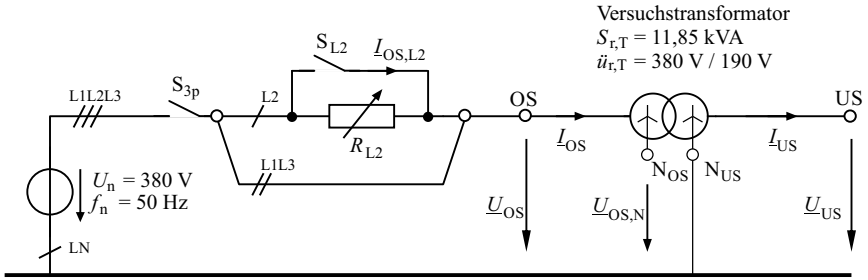


Abbildung 3.22: Messaufbau zur Untersuchung des Transformators bei unsymmetrischen Netzzuständen.

Um den Unterbrechungsvorgang zu untersuchen, ist der leerlaufende Versuchstransformator ans Netz angeschlossen. Der regelbare Widerstand beträgt $R_{L2} \to \infty$ und wirkt wie eine Unterbrechung. Der geschlossene Schalter S_{L2} wird zum Zeitpunkt t_0^{LU} manuell geöffnet, sodass der Stromfluss einpolig unterbrochen wird.

Für die Bildung der netzseitigen Spannungsunsymmetrie ist der regelbare Widerstand R_{L2} vorhanden, welcher eine stufenlose Regelung der Spannungsunsymmetrie von 0 bis $k_{U2,OS} = 5{,}5\,\%$ nach Gleichung (2.2) ermöglicht. Am Anfang der Messung ist der Schalter S_{L2} geschlossen, sodass der auf k_{U2} eingestellte Widerstand R_{L2} überbrückt ist. Zum Zeitpunkt t_0^{U2} wird der Schalter geöffnet und die unsymmetrische Spannung wird direkt auf den Versuchstransformator geschaltet.

Im Weiteren werden die Messergebnisse der drei Versuche analysiert.

3.7.2 Messergebnisse des Einschaltvorgangs

In Abbildung 3.23 sind die Spannungen $U_{012} = \begin{bmatrix} U_0 & U_1 & U_2 \end{bmatrix}$ auf der OS- und US-Seite beim Einschaltvorgang des leerlaufenden Transformators in symmetrischen Komponenten und in der UI-Ebene in Leitergrößen dargestellt. Im Anhang, Abbildung A.1a sind die entsprechenden Leiter-Erde-Spannungen $u_{OS,L1L2L3}$ und $u_{US,L1L2L3}$ dargestellt. Als Bezugsspannung U_B für die Spannungen in symmetrischen Komponenten gilt die Netznennspannung im ungestörten Zustand, s. Einleitung zum Kapitel 3.

An der OS-Seite tritt neben der Spannung im Mitsystem die Spannung im Gegensystem auf, sodass die Amplitude der Leiter-Erde-Spannungen $u_{OS,Li}(t) = 1\,\text{p.u.}$ nicht überschritten wird, s. Anhang, Abbildung A.1a. Die Gegensystemspannung erreicht einen maximalen Wert von $U_{OS,2} = 0{,}42\,\text{p.u.}$ und klingt exponentiell innerhalb von zwei Perioden ab. Im ersten Moment nach der Zuschaltung ist auch die Nullsystemspannung bis zu 0,1 p.u. sichtbar.

Die induzierten Spannungen $U_{US,012}$ sind zu den magnetischen Flüssen in den Schenkeln proportional. Nach der Zuschaltung steigt die Mitsystemspannung rasch auf $U_{US,1} = 0{,}98\,\text{p.u.}$. Ein Teil des magnetischen Flusses schließt sich über die Umgebung des Eisenkerns (bei dem Versuch über die Luft) und verursacht eine zeitlich abklingende Nullsystemspannung $U_{US,0}$. Das Maximum von $U_{US,0} = 0{,}18\,\text{p.u.}$ wird am Anfang des Vorgangs erreicht und trägt zu einer Überspannung an der US-Seite $u_{US,L2,max} = 1{,}2\,\text{p.u.}$ bei, s. Anhang, Abbildung A.1a. Im stationären Zustand schwingt die Spannung $U_{US,1}$ mit der Frequenz von 50 Hz und mit der Amplitude von 0,04 p.u.. Die Schwingung ist auf die nicht sinusförmige Leiter-Erde-Spannung $u_{US,L1L2L3}(t)$ nach der Übergangszustand

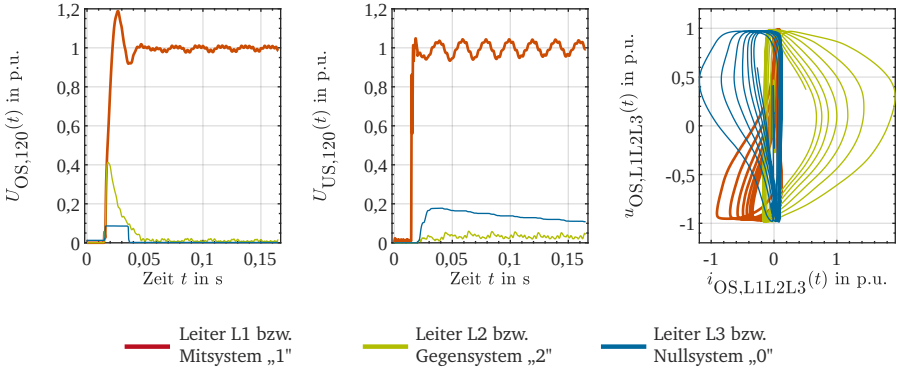


Abbildung 3.23: Einschaltvorgang des Versuchstransformators mit dem Fokus auf die Leiter-Erde-Spannungen in symmetrischen Komponenten. Der zeitliche Spannungsverlauf $u_{\mathrm{OS,Li}}$ und $u_{\mathrm{US,Li}}$ ist Anhang, Abbildung A.1a zu entnehmen.
a) und b) Leiter-Erde-Spannung auf der OS- und US-Seite
c) UI-Diagramm

zurückzuführen. Die Beobachtung der Leiter-Erde-Spannung zeigt, dass der magnetische Fluss in den Schenkeln keinen sinusförmigen Verlauf aufweist.

Das UI-Diagramm dient einer qualitativen Beurteilung der Impedanzunsymmetrie des Transformators, s. Beschreibung in Abschnitt 3.2.1. Auf der einen Seite wird die Sättigung des Kerns als eine Abweichung des Stromes von einer elliptischen Form erkannt. Auf der anderen Seite erreichen die maximalen Ströme $i_{\mathrm{OS,L1L2L3,max}} = \begin{bmatrix} 0{,}9 & 2 & 1{,}2 \end{bmatrix}$ p.u. ungleiche Maximalwerte. Beide Effekte sind direkt mit dem magnetischen Fluss außerhalb des Schenkels und der Reluktanz je Schenkel bei diesem Vorgang verbunden [60].

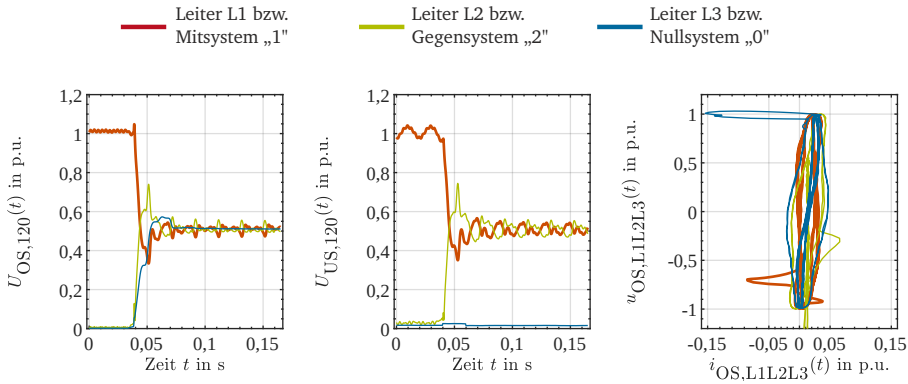
Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass eine abklingende Nullsystemspannung der US-Seite durch den abklingenden unsymmetrischen Einschaltstrom verursacht wird. An der OS-Seite wird wiederum eine höhere Gegensystemspannung im ersten Moment des Einschaltvorgangs beobachtet. Die gemessenen Beobachtungen werden in einer Veröffentlichung weiter analysiert [67].

3.7.3 Messergebnisse der einpoligen Leiterunterbrechung

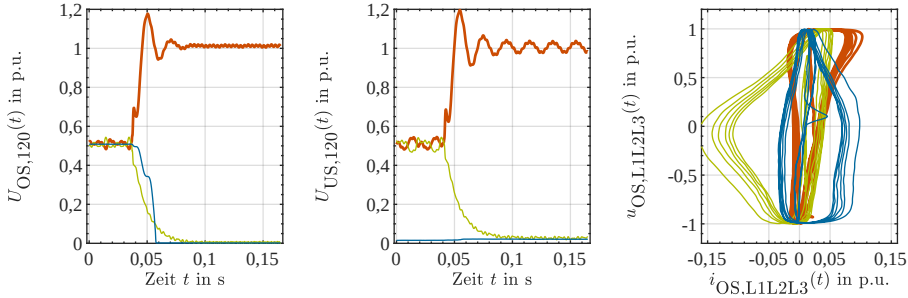
Als nächste Messung wird die Leiterunterbrechung auf der OS-Seite des Versuchstransformators analysiert. In den Abbildungen 3.24a und 3.24b sind die Messungen für das Ein- und Ausschalten der Unterbrechung in Leiter L2 zu sehen. In Anhang, Abbildung A.1b sind die entsprechenden Spannungen $u_{\mathrm{OS,Li}}$ und $u_{\mathrm{US,Li}}$ beim Eintritt der Leiterunterbrechung dargestellt.

Eintritt der Leiterunterbrechung

Zuerst befindet sich der Transformator im störungsfreien Zustand mit $U_{\mathrm{OS},1} = 1\,\mathrm{p.u.}$ und $U_{\mathrm{OS},2} = 0$, s. linkes Diagramm in 3.24a. Zum Zeitpunkt $t = 0{,}04\,\mathrm{s}$ tritt die LU auf. Nach der Übergangszeit von $t = 0{,}1\,\mathrm{s}$ nimmt die Spannung am Transformator einen eingeschwungenen Zustand an. In diesem Zustand ist der Einfluss der Oberschwingungen auf die Spannung in symmetrischen



(a) Eintritt der Leiterunterbrechung.



(b) Abschaltung der Leiterunterbrechung.

Abbildung 3.24: Untersuchung einer Leiterunterbrechung am Versuchstransformator.
a) Eintritt der Leiterunterbrechung mit Senkung der Mitsystemspannung
b) Abschaltung der Leiterunterbrechung mit Anstieg der Ströme $i_{\mathrm{OS},Li}$

Komponenten zu erkennen. Falls die Leiter-Erde-Spannung $u_{\mathrm{OS},Li}$ nur die ±50-Hz-Komponenten beinhaltet hätte, würden konstante Werte $\underline{U}_{\mathrm{OS},012}$ im eingeschwungenen Zustand beobachtet. Durch die periodischen Spitzenwerte mit kleinerer Amplitude vom Zeitpunkt $t > 0{,}1\,\mathrm{s}$ ist der Einfluss des nichtlinearen Verhaltens des Transformators durch die Hysteresekurve zu erkennen. Die stärkere Welligkeit an der US-Seite wird durch die gleichen nichtlinearen Effekte hervorgerufen, welche einen nicht sinusförmigen Verlauf der Leiter-Erde-Spannung $\underline{U}_{\mathrm{US,L1L2L3}}$ verursachen. Die Effektivwerte der Spannungen betragen $U_{\mathrm{OS},1} = U_{\mathrm{OS},2} = U_{\mathrm{OS},0} = 0{,}51\,\mathrm{p.u.}$. Im Übergangszustand erreicht die Mitsystemspannung ihr Minimum von $U_{\mathrm{OS},1,\mathrm{min}} = 0{,}35\,\mathrm{p.u.}$ und die Gegensystemspannung ihr Maximum von $U_{\mathrm{OS},2,\mathrm{max}} = 0{,}75\,\mathrm{p.u.}$, beide zum Zeitpunkt $t = 0{,}05\,\mathrm{s}$. Nach Tabelle 2.2 beträgt die Spannung $\underline{U}_{\mathrm{F}} = 0{,}5\underline{E}_1$ für ein isoliertes Netz. Daraus folgt, dass der Betrag der Spannungen $U_{\mathrm{OS},012} = 0{,}5 \cdot E_1$ beträgt, was mit der Messung am Versuchstransformator übereinstimmt.

Weiterhin zeigen die Spannungen $U_{\mathrm{US},1}$ und $U_{\mathrm{US},2}$ ein ähnliches Verhalten, s. mittleres Diagramm in Abbildung 3.24a. Hierbei treten zwei zusätzliche Effekte gleichzeitig auf, die einen Einfluss auf die Schwingung der Mitsystemspannung $U_{\mathrm{US},1}$ haben. Schon im eingeschwungenen Zustand vor dem Eintritt der Leiterunterbrechung $t < 0{,}04\,\mathrm{s}$ ist die Spannung an der US-Seite nicht sinusförmig und mit einem hohen Anteil an Oberschwingungen belastet. Zweitens ist die Rückwirkung vom benachbarten Schenkel auf die induzierte Spannung $u_{\mathrm{US,Li}}$ stärker als an der OS-Seite, s. Anhang, Abbildung A.1b. Im Vergleich der Spannung $u_{\mathrm{OS,L2}}$ und $u_{\mathrm{US,L2}}$ ist eine deutlich stärkere Verzerrung der Leiter-Erde-Spannung an der US-Seite zu erkennen.

Im rechten Diagramm sind die OS-seitigen Leitergrößen in einem UI-Diagramm dargestellt. Es ist keine transiente Sättigung eines Schenkels zu beobachten. Die sichtbaren Ausreißer sind direkt mit der Umschaltung des Schalters S_{L2} verbunden. Die UI-Kurven nehmen einen nicht elliptischen Verlauf an, welcher auf die höheren Harmonischen hinweist. Mehr dazu ist in Abschnitt 3.2.1 beschrieben.

Abschalten der Leiterunterbrechung

In Abbildung 3.24b sind die entsprechenden Verläufe bei der Abschaltung der LU dargestellt. Beim Abschalten kehrt die Mitsystemspannung auf die Netzspannung zurück und die Spannungen im Gegen- und Nullsystem klingen auf Null ab, s. linkes und mittleres Diagramm. Im UI-Diagramm ist ein höherer Strom durch eine geringe Sättigung des Kerns zu erkennen. Durch einen sprunghaften Anstieg der Spannung entlang des Schenkels L2 kommt es zu einem ähnlichen Verlauf wie beim Einschaltvorgang. Der Eisenkern wird durch Remanenz gesättigt und verursacht einen höheren Magnetisierungsstrom.

Die kritischen Ströme für das Betriebsmittel werden jedoch nicht erreicht. Da eine Ähnlichkeit zum Einschaltvorgang besteht und gleichzeitig keine Gefahr thermischer Belastung besteht, kann das Szenario mit der Fehlerabschaltung aus weiteren Untersuchungen ausgeschlossen werden.

3.7.4 Messergebnisse der Spannungsunsymmetrie

Als Letztes wird der Anstieg der Spannungsunsymmetrie analysiert. Die Ergebnisse eines sprunghaften Anstiegs der Spannungsunsymmetrie (keine Leiterunterbrechung) sind in Abbildung 3.25 graphisch dargestellt. Wie in den vorherigen Untersuchungen wird die Spannung an der OS- und US-Seite sowie ein UI-Diagramm der Leitergrößen dargestellt.

Der vorgegebene Anstieg der Spannungsunsymmetrie auf $k_{\mathrm{U2}} = 5{,}5\,\%$ zum Zeitpunkt $t = 0{,}04\,\mathrm{s}$ verläuft an der OS-Seite schwingungsfrei (sprunghafte Spannungsänderung an den Transformatorklemmen). An der US-Seite betragen die Effektivwerte der Spannungen $U_{\mathrm{US},1} = 0{,}95\,\mathrm{p.u.}$ und $U_{\mathrm{US},2} = 0{,}055\,\mathrm{p.u.}$ und besitzen eine Schwingung von 50 Hz mit einem Pegel von 0,03 p.u., wie im vorherigen Abschnitt erklärt wird. Die beiden Schwingungen in Mit- und Gegensystem korrelieren miteinander und sind um 90° voneinander verschoben. Anhand der Spannung $U_{\mathrm{US},012}$ im Vorfehlerzustand kann man erkennen, dass nur die Mitsystemspannung durch die 50-Hz-Schwingung betroffen ist. Es impliziert, dass die Gegensystemspannung mit der Mitsystemspannung bei der Spannungsunsymmetrie über die Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS,12}}$ gekoppelt wird, s. Abbildung 3.14. Diese Kopplung wird in Abschnitt 3.5.4 mit einer beispielhaften Berechnung beschrieben. Für die Berechnung $X_{\mathrm{h,L1L2L3}}/X_{\mathrm{h,Li}} = [1{,}2\ 1{,}0\ 1{,}0]$ wird der gleiche Winkel der Koppelimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS,12}}$ von 90° ermittelt, s. Tabelle 3.4. Damit stimmt die theoretische Berechnung mit den Messergebnissen überein.

Beim Anstieg der Gegensystemspannung wird der Anstieg der Nullsystemspannung mit $k_{\mathrm{U0}} = k_{\mathrm{U2}}$ beobachtet. Auf der einen Seite ist die zusätzliche Nullsystemspannung für den Betrag der Strangspannung kritischer, s. Abbildung 2.3. Auf der anderen Seite wird sie auf die US-Seite

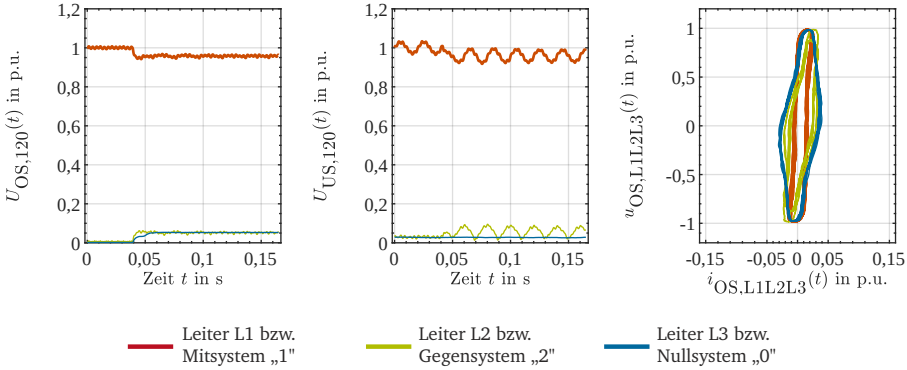


Abbildung 3.25: Zuschaltung einer Spannungsunsymmetrie $k_{\mathrm{U2}} = 5{,}5\,\%$ am Versuchstransformator.

aufgrund der Schaltgruppe Yyn übertragen und im Lastfall wird sie einen Nullsystemstrom verursachen. Durch unsymmetrische Strangspannungen nach Gleichung (3.44) werden unterschiedliche Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h,L1L2L3}}$ und unterschiedliche Magnetisierungsströme erwartet, s. Anhang, Abbildung A.3. Die Erklärung wird anhand des UI-Diagramms präsentiert, s. rechtes Diagramm in Abbildung 3.25. Es ist zu erkennen., dass der Strom im Spannungsnulldurchgang (maximale Flussdichte B) für alle Leiter unterschiedlich hoch ausfällt. Dies zeigt, dass jeder Schenkel ungleich mit dem Magnetisierungsstrom belastet wird, der gleichzeitig von der angelegten Strangspannung abhängig ist.

4 Netzmodell mit hoher Durchdringung von Windenergieanlagen

Als erstes werden die Randbedingungen des Netzmodells aufgezeigt. Im nächsten Abschnitt werden ein Modellnetz und die Modellierung der Betriebsmittel vorgestellt. Dabei wird besonders auf die Sternpunktbehandlung der jeweiligen Spannungsebene eingegangen. Des Weiteren werden die Szenarien für die Untersuchungen der einpoligen Leiterunterbrechung definiert. Ferner wird eine Windenergieanlage als eine Erzeugungseinheit mit entsprechender Vektorregelung beschrieben. Hierfür wird der elektromechanische Aufbau des doppeltgespeisten Asynchrongenerators mit den dazugehörigen Regelungen der Erzeugungseinheit und des Windparkreglers im Mit- und Gegensystem veranschaulicht. Im Anschluss wird die Validierung des Modellnetzes im störungsfreien Betrieb durchgeführt.

4.1 Modellnetz

Die in der Arbeit definierte Problemstellung wird anhand einer Reihe von Untersuchungen in einem Verteilnetz gelöst. Im Allgemeinen wird der Einfluss des Dreischenkeltransformators und der Windenergieanlage auf die Spannungsverhältnisse am Transformator bei einpoliger Leiterunterbrechung analysiert. Dafür werden Einflüsse der Belastung und der Leistungsrichtung über den Transformator im Netz untersucht. Dabei wird der parallele Netzbetrieb mit den Windenergieanlagen simuliert und der Einfluss auf die Spannungsverhältnisse bei einpoliger Leiterunterbrechung analysiert. Bei der Rückwirkung von Windenergieanlagen spielt die dynamische Spannungsstützung sowie die Art der Vektorregelung der netzseitigen Umrichter eine wichtige Rolle.

Darüber hinaus wird der Einfluss unterschiedlicher Schaltgruppen des Transformators betrachtet: Hierbei werden typische Schaltgruppen des Zweiwicklungstransformators für ein Verteilnetz untersucht.

Des Weiteren wird festgelegt, welche Typen der Windenergieanlagen im Netzmodell berücksichtigt werden, sowie an welche Spannungsebene sie angeschlossen werden müssen. Für die Erfüllung der Klimaziele steigt die Anzahl regenerativer Energiequellen, wie Wind-, Sonnenenergie und Biomasse an [93]. Dies hat zur Folge, dass die elektrische Energie in jeder Spannungsebene von der Übertragungs- bis zu der Verteilungsnetzebene erzeugt wird. Bei der Gewinnung der elektrischen Energie aus Windenergie haben sich zwei Konzepte der Windenergieanlagen Typ 3 und Typ 4, nach der aktuellen Statistik des Anlagenzubaus etabliert [24], [68]. WEA Typ 3 entspricht einer Erzeugungseinheit mit einem doppeltgespeisten Asynchrongenerator und WEA Typ 4 einer Erzeugungseinheit mit einem über einen Vollumrichter angeschlossenen Asynchron- oder Synchrongenerator [25].

Aufgrund der installierten Leistung im MVA-Bereich besitzen die Erzeugungseinheiten ihren Netzanschlusspunkt meist im MS- oder HS-Drehstromnetz. Die Anlagen an Land (genannt Onshore-Anlagen) sind entweder einzeln ans MS-Netz angebunden oder in mehreren Erzeugungseinheiten mit höherer Gesamtleistung als Windpark über einen Windparktransformator direkt mit dem öffentlichen HS-Drehstromnetz verbunden. Im Fall der Anlagen im Meer (genannt Offshore-Anlagen) ist die Anbindung an das öffentliche Drehstromnetz in Deutschland überwiegend über eine Hochspannungs-Gleichstromübertragung realisiert. Die Umrichterstation ist für die Leistung des Windparks ausgelegt und bestimmt das Anlagenverhalten am öffentlichen Netz am Festland. In der vorliegenden Arbeit wird auf diese Gleichstromanbindung nicht eingegangen.

4.1.1 Randbedingungen für das Netzmodell

Anhand allgemeiner Vorgaben wird die Topologie des Modellnetzes festgelegt. Sie soll einerseits einen MS-Netzabschnitt mit einem wechselnden Energiefluss über einen HS-/MS-Transformator

modellieren und anderseits einen Netzanschlusspunkt (NAP) der Windenergieanlagen am MS- oder HS-Netz ermöglichen. Dieser Netzanschlusspunkt dient als Referenzknoten für die Netzdienstleistungen, die von der WEA bereitgestellt werden und welche eine entscheidende Rolle bei der dynamischen Netzstützung spielen.

Darüber hinaus werden die beiden erwähnten Modelle der Windenergieanlagen in dieser Arbeit berücksichtigt. Die erste Erzeugungseinheit entspricht einem doppeltgespeisten Asynchrongenerator. Da der direkt ans Netz angeschlossene Asynchrongenerator sensibel auf die Spannung im Gegensystem reagiert, ist die Untersuchung besonders wichtig für einen sicheren Netzbetrieb. Die zweite Erzeugungseinheit stellt eine umrichterbasierte Anlage dar. Da der Generator über einen Vollumrichter betrieben wird, bestimmt letztendlich die umgesetzte Regelung das transiente und stationäre Netzverhalten bei einem symmetrischen oder unsymmetrischen Netzzustand.

4.1.2 Netztopologie des Modellnetzes

Für das Vorhaben wird ein 20-kV-Modellnetz definiert, das die Untersuchung zur Auswirkung einer einpoligen Leiterunterbrechung (“1p LU” an der OS-Sammelschiene) auf den Drehstromtransformator ermöglicht, s. Abbildung 4.1. Das Modellnetz stellt einen aggregierten Netzabschnitt eines Verteilnetzes “Netzvariante 1” dar. Die 20-kV-Sammelschiene (MS-Sammelschiene) bildet ein Verteilnetz nach, in dem alle aggregierten Lasten und Erzeugungseinheiten angeschlossen sind. Sie ist gleichzeitig ein Netzanschlusspunkt (NAP) für die einzelnen Erzeugungseinheiten mit der gesamten Scheinleistung von $S_{\mathrm{r,NAP}} = 25\,\mathrm{MVA}$. Der Netzanschlusspunkt der Erzeugungseinheiten liegt an der MS-Sammelschiene, welche über einen Windparktransformator (WEA-Transformator) mit den Erzeugungseinheiten widerstandslos verbunden ist. Dies hat zur Folge, dass die Regelgrößen für die Windenergieanlage, wie z. B. die statische Spannungshaltung an diesem Punkt erfasst werden. Weiter ist das Verteilnetz über einen HS-/MS-Transformator mit der 110-kV-Spannungsebene verbunden, welche als externes Netz nachgebildet wird. Der HS-/MS-Transformator und die MS-Sammelschiene werden über eine Freileitung Al/St $240/40\,\mathrm{mm^2/mm^2}$ bzw. über ein in Dreieck gebündeltes Kabel N2XS2Y $120/16\,\mathrm{mm^2/mm^2}$ gespeist.

Die vorgestellte Netztopologie ermöglicht bei einer Wirkleistungserzeugung aus WEA eine wechselnde Energieflussrichtung über den HS-/MS-Transformator. Ausgehend von einer schwachen Energieerzeugung der Windenergieanlagen wird die aggregierte MS-Last aus dem externen HS-Netz gespeist. Die Last wird als eine im Stern geschaltete konstante Impedanz nachgebildet. Bei einer starken Energieerzeugung von Windenergieanlagen kehrt sich die Leistungsrichtung über den HS-/MS-Transformator um, so dass die Wirkleistung ins externe HS-Netz gespeist wird.

Des Weiteren ist eine Nachbildung eines Windparknetzes als Netzvariante 2 in Abbildung 4.1 dargestellt. Die Netztopologie und die Bemessungsdaten der Betriebsmittel bleiben unverändert im Vergleich zum vorgestellten Abschnitt des Verteilnetzes. Der Unterschied besteht darin, dass keine Lasten im Windpark vorhanden sind und sich der NAP an der OS-Sammelschiene (110-kV-Spannungsebene) befindet.

Definition der Netzvarianten

Es werden zwei Netzvarianten bezüglich der Leistungsrichtung über dem HS-/MS-Transformator und der Verschiebung des Netzanschlusspunktes untersucht.

Die Netzvariante 1 repräsentiert ein Verteilnetz, in dem Lasten parallel zu Windenergieanlagen an der MS-Sammelschiene angeschlossen sind. Die WEA besitzen ihren NAP direkt an der 20-kV-Sammelschiene. Je nach Wirkleistungsbilanz im 20-kV-Netz ergibt sich der Lastfluss über den Verteilnetztransformator. Wenn ein zellularer Einsatz der Verteilnetze in Betracht gezogen wird, steigt die Wahrscheinlichkeit leerlaufender oder gering ausgelasteter Verteilnetztransformatoren

an. Dadurch nimmt das Risiko eines gering ausgelasteten Transformators zu, welcher eine Gefahr für eine unerkannte Leiterunterbrechung darstellt.

Die Netzvariante 2 entspricht einem Windparknetz mit einem NAP an der 110-kV-Netzebene (OS-Sammelschiene). Dabei wird angenommen, dass kein Eigenbedarfsverbrauch vorliegt und die 20-kV-Netzebene im Windpark isoliert betrieben wird. Dadurch verhält sich der Windparkregler bei LU an der OS-Sammelschiene anders, als in der Netzvariante 1, da die gemessenen Ströme und Spannungen in der elektrischen Nähe der Leiterunterbrechung liegen. Für diese Netzvariante wird die Schaltgruppe YNd des HS-/MS-Transformators vorausgesetzt.

Definition der Schaltzustände

Basierend auf beiden Netzvarianten werden drei Schaltzustände definiert, welche durch die Schalter S1 bis S3, s. Abbildung 4.1 steuerbar sind. Sie repräsentieren zwei extreme Zustände mit einem Belastungsfall und mit einer Rückspeisung von WEA.

Im Schaltzustand S1 ist nur die Last angeschlossen. Die WEA sind vom Netz entkoppelt (S2 und S3 geöffnet). Dieser Schaltzustand entspricht einer zentralen Netzstruktur: Die Energieeinspeisung wird aus einer überlagerten Spannungsebene über einen Verteilnetztransformator bereitgestellt. Dieser Schaltzustand bietet sich als Referenzszenario für die weiteren Schaltzustände an, da keine aktive Regelung im Netz vorhanden ist.

Im Schaltzustand S2 oder S3 (Schalter S1 geöffnet) ist einer der zwei Windenergieanlagentypen ans Netz angeschlossen. Sie beteiligen sich aktiv an der statischen Spannungsstützung am gewählten NAP und speisen eine definierte Wirkleistung ins Netz ein. Die Last ist abgeschaltet, so dass die erzeugte Leistung über den HS-/MS-Transformator ins HS-Netz eingespeist wird. Dieser Schaltzustand ermöglicht eine Untersuchung der gesamten Rückwirkung der Windenergieanlagen auf die Spannungsverhältnisse bei einpoliger LU. Eine angeschlossene WEA Typ 3 entspricht dem Schaltzustand S2 und eine WEA Typ 4 dem Schaltzustand S3.

Zusammenfassend wird jeweils nur eine der drei Anlagen mit konstanter Wirkleistungseinspeisung oder -verbrauch an die MS-Sammelschiene angeschlossen. Ziel ist, die Rückwirkungen eines Betriebsmittels auf die Spannungsverhältnisse am Transformator getrennt für jede Wirkleistungseinspeisung zu untersuchen. Im Fall der Netzvariante 2 (Windparknetz) wird nur der Schaltzustand S2 und S3 betrachtet.

Festlegung der Sternpunktbehandlung des Netzes

Vor dem Hintergrund einer Spannungsunsymmetrie im Netz ist die Auswahl der Sternpunktbehandlung von großer Bedeutung. Diese Auswahl ist in Netzen von 10 kV bis 110 kV durch die maximal zulässigen einpoligen Erdschlussströme bestimmt. Das Spannungsverhältnis, genannt Erdfehlerfaktor δ, bestimmt die Spannungsanhebung im gesunden Leiter bei einpoligem Fehler und resultiert aus den wirkenden Nullsystemimpedanzen. Dieses Spannungsverhältnis wird in jedem Punkt des Netzes vorausgesetzt. Es wird zwischen vier Varianten der Sternpunktbehandlung unterschieden [1], [60]:

- Kleine MS-Netze oder Eigenbedarfsnetze von Kraftwerken werden mit isoliertem Sternpunkt betrieben, $\delta = \sqrt{3}$.
- Verteilnetze mit hohem Freileitungsanteil sind über eine Petersenspule kompensiert $\delta = (1{,}0..1{,}1) \cdot \sqrt{3}$.
- Verteilnetze mit hohem Kabelanteil werden niederohmig betrieben, $\delta \approx (0{,}8..1{,}0) \cdot \sqrt{3}$.

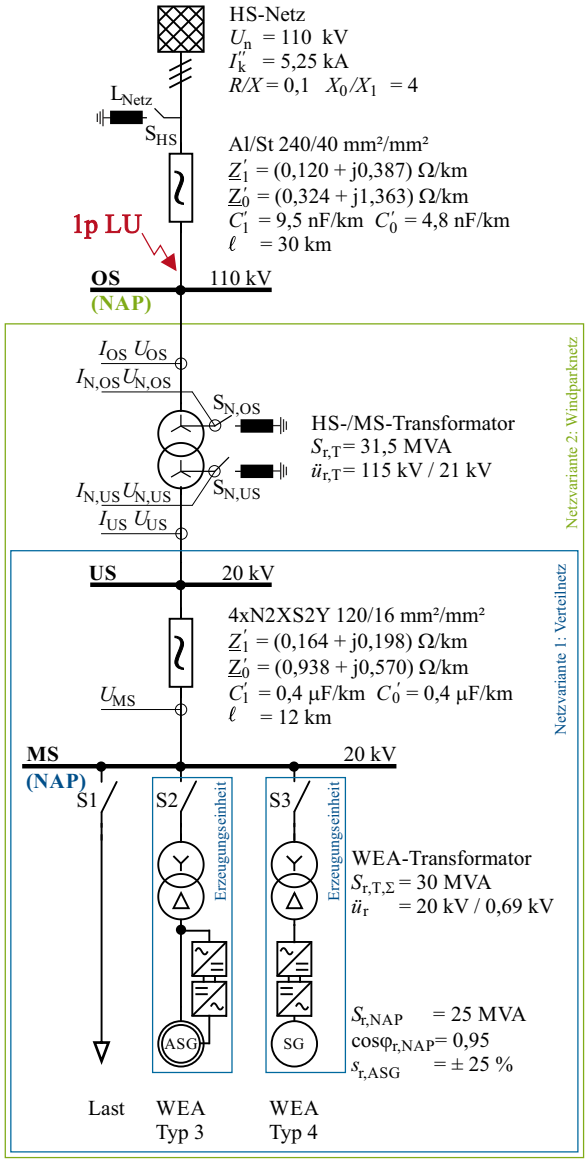


Abbildung 4.1: Modellnetz mit der Darstellung zweier Netzvarianten.

- Hochspannungsnetze mit niederohmiger Erdung, $\delta = (0{,}75..0{,}8) \cdot \sqrt{3}$.

Die Verteilnetze im deutschsprachigen Raum (Deutschland–Österreich–Schweiz, kurz: D-A-CH) werden meistens mit gelöschtem Sternpunkt betrieben. Es sind 77,4 % der 110-kV-Netze und 83,0 % der 20-kV-Netze. Für 110-kV-Netze werden die restlichen 22,6 % der Netze niederohmig betrieben. Für MS-Netze werden 8,6 % Netze isoliert, 6,4 % der Netze kompensiert mit kurzzeitiger niederohmiger Sternpunkterdung und 2 % der Netze isoliert betrieben [69]. In der vierten ETG-Fachtagung zum Thema "Sternpunktbehandlung in Netzen bis 110 kV (D-A-CH)" sind mehrere Beiträge der regionalen Anpassung der Sternpunktbehandlung infolge eines steigenden Reststromes bei Erdschluss gewidmet [69]. Es wird durch eine steigende Anzahl an Erzeugungsanlagen und durch Erhöhung des Kabelanteils im Netz verursacht.

Es wird geprüft, welche Sternpunkterdung für das Modellnetz zulässig ist. Im MS-Netz mit isoliertem Sternpunkt muss gewährleistet werden, dass der kapazitive Erdschlussstrom $I_{\mathrm{Ce}} < 60\,\mathrm{A}$ beträgt (bei Erdschlusskompensation ist der Reststrom I_{Rest} relevant) [69], [26]. Für das untersuchte Verteilnetz mit isoliertem Sternpunkt beträgt der kapazitive Erdschlussstrom $I_{\mathrm{Ce}} = \sqrt{3}\omega_{\mathrm{n}} C'_{\mathrm{E}} \ell_{\mathrm{Kabel}} = 52\,\mathrm{A}$, wobei die Erdkapazität $C_{\mathrm{E}} = 0{,}4\,\mu\mathrm{F/km}$ der Nullsystemkapazität C_0 entspricht. Damit ist ein isolierter Betrieb des Netzes nach VDE 0101-2 [26] zulässig.

Gleichzeitig darf die Sternpunktbelastung den Wert $I_{\mathrm{N}} = 0{,}1 \cdot I_{\mathrm{r,T}}$ für Schaltgruppen ohne Dreieckwicklung oder Dreieckausgleichswicklung nicht überschreiten. Für den 31,5-MVA-Transformator mit der Schaltgruppe YNy beträgt somit die maximal zulässige Sternpunktbelastung:

$$I_{\mathrm{N,OS,max}} = 0{,}1 \cdot I_{\mathrm{r,T,OS}} = 0{,}1 \cdot \frac{S_{\mathrm{r,T}}}{\sqrt{3} U_{\mathrm{r,T,OS}}} = 0{,}1 \cdot \frac{31{,}5\,\mathrm{MVA}}{\sqrt{3} \cdot 115\,\mathrm{kV}} = 15{,}8\,\mathrm{A} \tag{4.1a}$$

$$I_{\mathrm{N,US,max}} = 0{,}1 \cdot I_{\mathrm{r,T,US}} = 0{,}1 \cdot \frac{31{,}5\,\mathrm{MVA}}{\sqrt{3} \cdot 21\,\mathrm{kV}} = 86{,}6\,\mathrm{A} \tag{4.1b}$$

Damit ist der Betrieb des Transformators zulässig.

Auswahl der Schaltgruppe des HS-/MS-Transformators

Für das Modellnetz wird das 110-kV-Netz mit Erdschlusskompensation L_{Netz} betrachtet, wobei der Sternpunkt $\mathrm{N_{OS}}$ niederohmig geerdet, isoliert oder kompensiert betrieben wird. Das 20-kV-Netz wird entweder isoliert oder mit Erdschlusskompensation betrieben. In Abbildung 4.1 ist die Auswahl entsprechender Sternpunktbehandlungen je Spannungsseite symbolisch über die Schalter $\mathrm{S_{N,OS}}$ und $\mathrm{S_{N,US}}$ dargestellt. Es werden die Schaltgruppen untersucht, für welche die Ströme und Spannungen im Nullsystem nicht von einer Spannungsebene auf die andere Ebene über eine elektrische Verbindung übertragen werden. Damit wird eine direkte Übertragung eines einpoligen Kurzschlusses in die unterlagerte Spannungsebene vermieden, was einen erheblichen Einfluss auf den sicheren und zuverlässigen Netzbetrieb hat.

Darüber hinaus ist die Auswahl einer Schaltgruppe mit der Anwendung und mit der Ausdehnung des Netzes verbunden. Dafür wird die Realisierung der Schutzmaßnahmen wie z. B. der Erdfehlerfaktor δ, Sternpunktbelastbarkeit oder allgemeine Personenschutzmaßnahmen berücksichtigt. Die Eigenbedarfsnetze eines Kraftwerks oder Netze geringer Ausdehnung werden oft isoliert betrieben. Im Gegensatz dazu werden die Freileitungsnetze und die Kabelnetze bis 110 kV kompensiert oder strombegrenzend geerdet betrieben[1]. Im Folgenden werden Schaltgruppen des HS-/MS-Transformators ausgewählt, die für das vorgestellte Modellnetz eingesetzt werden.

Für die Schaltgruppen YNd oder YNy wird das 110-kV-Netz entweder mit Erdschlusskompensation oder mit niederohmig geerdetem Sternpunkt N_{OS} betrieben. Das 20-kV-Netz wird als gering ausgedehntes Verteilnetz mit isolierter Sternpunkterdung simuliert. Nach Abschnitt 4.1.2 darf das 20-kV-Netz mit der Schaltgruppe YNy betrieben werden, da der Strom $I_{Ce} < 60\,A$ beträgt.

Für die Schaltgruppe Yyn wird das Verteilnetz mit Erdschlusskompensation an der US-Seite modelliert. Der Sternpunkt N_{OS} wird isoliert betrieben, wobei eine Erdschlusskompensation im externen Netz nachgebildet wird. Diese Sternpunktbehandlung des HS- und MS-Netzes ist typisch für ein Verteilnetz mit großem Freileitungsanteil. Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse beizubehalten, wird das gleiche 20-kV-Netz angenommen.

Zusammenfassend werden zwei Schaltgruppen des HS-/MS-Transformators (YNd und YNy) mit ausgeführtem Sternpunkt N_{OS} und die Schaltgruppe Yyn mit ausgeführtem Sternpunkt N_{US} zur Untersuchung ausgewählt.

4.1.3 Nachbildung des Netzmodells

Für das Vorhaben wird das Modellnetz in MATLAB SimPower-Systems unter Anwendung der Bibliothek "Simscape Components" modelliert und als elektromagnetisch transiente Berechnung simuliert. Diese Bibliothek ermöglicht sowohl den Aufbau eines elektrischen Drehstromsystems als auch eine Kopplung mit den nicht elektrischen Modellen der Bibliothek "Fundamental Components" z. B. der Kopplung mit dem magnetischen Kreis eines Transformatorkerns.

Die Simulation wird mit dem diskreten Zeitschritt von $25\,\mu s$ durchgeführt. Die Windenergieanlage wird mit dem Zeitschritt von $50\,\mu s$ und ihre Vektorregelung mit $100\,\mu s$ eingesetzt. Die Zeitschritte erfüllen die Vorgaben der technischen Richtlinien für Erzeugungseinheiten und -anlagen [27], in der die Simulationszeitschritte je nach Anwendungsbereich unterteilt sind.

Außer dem Drehstromtransformator werden alle Betriebsmittel mit Standardmodellen aus der Literatur modelliert. Der Drehstromtransformator wird mit dem TK-Modell nach Kapitel 3 modelliert.

Modellierung des externen Netzes, Kabels und der Freileitung

Ein externes HS-Netz wird als ein 110-kV-Ersatznetz mit einer Spannungsquelle je Leiter nachgebildet. Die Netzimpedanz wird anhand des Kurzschlussstromes von $I_k'' = 5{,}25\,kA$ und Faktor $c = 1{,}1\,p.u.$ nach IEC 60909-0 [28] ermittelt. Für ein kompensiertes Netz wird die Induktivität der Petersenspule anhand des Resonanzkriteriums $L_{Netz} = 1/\left(3\omega_n^2 C_E' \ell\right)$ ausgewählt, wobei ℓ die Gesamtlänge der Freileitung entspricht.

Mithilfe eines Π—Ersatzschaltplanes lassen sich die Kabel und Freileitungen anhand des Belags im Mit- und Nullsystem nachbilden. Es wird angenommen, dass das Mit- und Gegensystem identisch sind [11].

Die Bemessungsdaten aller Betriebsmittel sind der Abbildung 4.1 zu entnehmen.

Bemessungsdaten des Transformators

Als HS-/MS-Transformator wird der Drehstromtransformator mit drei Schenkeln angenommen und als TK-Modell in Leitergrößen nachgebildet. Die Bemessungsdaten der für die Mittel- und Niederspannung typischen Leistungstransformatoren sind Tabelle 4.1 zu entnehmen. Mithilfe von Kurzschlussspannungen $u_{k,r}$ und $u_{R,r}$ bzw. Leerlaufstrom $I_{\ell,r}$ und Eisenverlusten $P_{Fe,r}$ können die Längs- bzw. Querelemente der Ersatzschaltung eines Transformators ermittelt werden. Die Umgebungsreaktanz $X_{T,umg}$ wird je nach ausgewählter Schaltgruppe und Sternpunktbehandlung variiert und ist für die untersuchten Schaltgruppen in Tabelle 4.1b zusammengefasst. Die Ermittlung der

Parameter für das Jiles-Atherton-Modell erfolgt anhand der Sensibilitätsanalyse [59]. Die Auslegung der geometrischen Parameter des Schenkels ℓ_{Sch} und A_{Sch} erfolgt anhand der Bemessungsdaten $B_{\mathrm{r,T}} = 1{,}706\,\mathrm{T}$ und $\Phi_{\mathrm{r,T}} = 2{,}5\,\mathrm{Wb}$ [70].

Tabelle 4.1: Bemessungsdaten der Betriebsmittel des Netzmodells.

(a) Bemessungsdaten der Transformatoren.

Parameter	HS-/MS-Transformator	WEA-Transformator
$S_{\mathrm{r,T}}$	31,5 MVA	$30\,\mathrm{MVA} = 1{,}2 \sum S_{\mathrm{r,NAP}}$
$\ddot{u}_{\mathrm{r,T}} = U_{\mathrm{r,T,OS}}/U_{\mathrm{r,T,US}}$ in kV / kV	115/21	20/0,69
Schaltgruppe	YNd, YNy, Yyn	Yd
$u_{\mathrm{R,r}} + \mathrm{j}u_{\mathrm{k,r}}$ in p.u.	0,005 + j0,10	0,005 + j0,12
$I_{\ell,\mathrm{r}}/I_{\mathrm{r,T}}$ in p.u.	0,009	0,012
$P_{\mathrm{Fe,r}}/S_{\mathrm{r,T}}$ in p.u.	0,001	0,002
ℓ_{Sch} in m	1,21	0,62
A_{Sch} in m²	1,47	1,55
$X_{\mathrm{T,umg}}/X_{\mathrm{T,1}}$ in p.u.	s. Tab. 4.1b	0,95

(b) Werte für die Umgebungsreaktanz (Sternpunkte N oder n sind geerdet).

Schaltgruppe:	YNd oder Dyn	YNy oder Yyn
Anzahl der Schenkel:	3	3
$X_{\mathrm{T,umg}}/X_{\mathrm{T,1}}$	0,95	6

(c) Bemessungsdaten der Windenergieanlagen und der Last.

Parameter	WEA Typ 3 [71]	WEA Typ 4	Last
$\sum S_{\mathrm{r,NAP}}$	25 MVA	25 MVA	25 MVA
$U_{\mathrm{r,NAP}}$	20 kV	20 kV	20 kV
$\cos\varphi_{\mathrm{r,NAP}}$	±0,95	±0,95	±0,95
$S_{\mathrm{r,LSC}}/S_{\mathrm{r,NAP}}$	0,3	1,0	
$R_{\mathrm{LSC}} + \mathrm{j}\cdot X_{\mathrm{LSC}}$ in p.u.	0,06 + j0,3	0,06 + j0,3	
$S_{\mathrm{r,ASG}}/S_{\mathrm{r,NAP}}$	0,75	-	
$\underline{Z}_{\mathrm{S}} = \underline{Z}_{\mathrm{R}}$ in p.u.	0,006 + j0,125	-	
$X_{\mathrm{h,ASG}}$ in p.u.	4,0		
$\eta_{\mathrm{ASG}} \cos\varphi_{\mathrm{r}}$	0,843		

Zudem müssen die Transformatorbelastungen definiert werden, welche zusammen mit dem Schaltzustand eine bestimmte Leistungsrichtung über dem HS-/MS-Transformator festlegen. Dafür wird der Faktor $\vartheta_T = P_{MS}/S_{r,T}$ definiert, welcher die Belastung des HS-/MS-Transformators durch die erzeugte Wirkleistung an der MS-Sammelschiene P_{MS} ohne Berücksichtigung von Netzverlusten zur Bemessungsleistung des HS-/MS-Transformator $S_{r,T}$ beschreibt. Die Belastung berücksichtigt die Leistungsrichtung über den Transformator, so dass eine positive Belastung $\vartheta_T > 0$ einen Leistungsbezug des MS-Netzes und eine negative Belastung $\vartheta_T < 0$ eine Rückspeisung der WEA aus dem MS-Netz bedeutet. In der Arbeit sind drei repräsentative Belastungen des Transformators für das Vorhaben ausgewählt:

- Leerlauf mit $\vartheta_T = 0$: Es wird keine Wirkleistung an der MS-Sammelschiene verbraucht oder erzeugt. Die Transformator- und Kabelverluste werden vom externen HS-Netz gedeckt. Im Fall der angeschlossenen Windenergieanlage wird die Knotenspannung am NAP durch eine statische Spannungsstützung der Windenergieanlagen geregelt.

- Schwachlast mit $|\vartheta_T| = 20\,\%$: Es wird eine schwache Belastung der MS-Sammelschiene mit $P_{MS} = \vartheta_T \cdot S_{r,T}/S_{r,NAP} = \vartheta_T \cdot S_{r,T}/S_{r,Last}$ simuliert und entspricht der Leistung der WEA oder der Last. Der Transformator ist so belastet, dass keine starke unsymmetrische Sättigung des Transformators bei einer einpoligen LU stattfindet.

- Starklast mit $|\vartheta_T| = 70\,\%$: Der HS-/MS-Transformator wird stark belastet. Es kommt zum starken Anstieg der Spannungsunsymmetrie bei einer einpoligen LU mit einer fehlenden Energieübertragung im betroffenen Leiter L1.

Modellierung des Windparks

Ein Windpark besteht aus mehreren Erzeugungseinheiten, die an einer gemeinsamen Schaltanlage ans Netz angeschlossen sind. Diese Schaltanlage bildet einen NAP, welcher eine Trennstelle zwischen dem öffentlichen Netz und dem Kraftwerksnetz (hier Windparknetz) ist. Der NAP ist ein Netzknoten, an dem technische Netzanschlussregeln für Erzeugungseinheiten eingehalten werden müssen. In dieser Untersuchung wird ein homogener Windpark mit Erzeugungseinheiten gleichen Typs (WEA Typ 3 oder Typ 4) vorausgesetzt, die zu einer Ersatzeinheit mit einer Gesamtleistung entsprechend der Summenleistung aller Erzeugungseinheiten zusammengefasst wird. Diese Ersatznachbildung gilt sowohl in Netzvariante 2 als auch in Netzvariante 1, wenn mehrere Erzeugungseinheiten an der MS-Sammelschiene angeschlossen sind.

In Tabelle 4.1c sind die elektrischen Bemessungsdaten der Windenergieanlagen aufgelistet. Der Datensatz ist auf die wichtigsten Bemessungsdaten der elektrischen Komponenten begrenzt und basiert auf typischen Bemessungsdaten für Windenergieanlagen [71], [72]. Bei der Auslegung der zwei unterschiedlichen Typen der Windenergieanlagen werden soweit möglich gleichgroße Bemessungsdaten einzelner Komponenten angenommen. Bei der Untersuchung wird von einem Windpark mit zehn Erzeugungseinheiten je 2,5 MVA und einem maximalen Leistungsfaktor am NAP von $\cos\varphi = \pm 0{,}95$ ausgegangen.

Die elektromechanische Modellierung des doppeltgespeisten Asynchrongenerators (WEA Typ 3) basiert auf einer Reihe von Veröffentlichungen [71]–[76]. Die mechanische Leistung P_{mech} wird in elektrische Wirkleistung im Stator P_S und im Rotor P_R umgesetzt und ins Netz eingespeist. Mithilfe zweier Umrichter (LSC- und RSC-Umrichter) wird das Maschinenverhalten mit einer Vektorregelung in Mit- und Gegensystem gesteuert. Als Standard wird der selbstgeführte Umrichter (VSC-Umrichter) angewendet. Die Modellierung dieser Windenergieanlagen sowie der Reglerentwurf werden in Abschnitt 4.3 detailliert vorgestellt.

Die Windenergieanlagen Typ 4, genannt Vollumrichter, speisen die gesamte durch einen Generator erzeugte Leistung über einen Netzumrichter ein, der direkt an das elektrische Drehstromnetz angeschlossen ist. Die Bemessungsleistung eines Vollumrichters ist für die Übertragung der Leistung des Generators und für die Bereitstellung der Blindleistung ausgelegt. In dieser Untersuchung entspricht der Netzumrichter mit Aufbau und Funktionsweise dem LSC-Umrichter einer WEA Typ 3 mit einer entsprechenden Skalierung der Bemessungsleistung.

Im Anhang 4.4 sind die Parameter der umgesetzten Vektorregelung aufgelistet. Sie sind getrennt für die Vektorregelung in Mit- und Gegensystem, im Mitsystem sowie für die Vektorregelung ohne dynamische Netzstützung aufgeteilt.

4.2 Auswahl der Untersuchungen

Basierend auf der vorgestellten Netztopologie werden fünf Szenarien abgeleitet, welche den Einfluss einer einpoligen LU an der OS-Seite des HS-/MS-Transformators auf die Spannungsverhältnisse am HS-/MS-Transformator ermöglichen. Der Einfluss der LU an einer anderer Sammelschiene, wie z. B. auf den WEA-Transformator wird in der Arbeit nicht betrachtet. Die Szenarien unterscheiden sich nach Netzvariante und Sternpunktbehandlung und sind in Tabelle 4.2 zusammengefasst.

Anschließend werden vier Untersuchungen definiert, welche das Spannungsverhältnis am HS-/MS-Transformator im Verteilnetz und im anderen Fall im Windparknetz bei einpoliger LU detailliert analysieren. Die Untersuchungen sind in Tabelle 4.3 aufgelistet und ihre Nummern entsprechen der Aufteilung des Kapitels 5.

4.2.1 Definition der Szenarien

Vor dem Hintergrund des Transformatorverhaltens bei einpoliger LU werden die Schaltgruppen YNd und YNy des HS-/MS-Transformators für die Szenarien 1 bis 4 und die Schaltgruppe Yyn für Szenario 5 untersucht. Die Namen der Szenarien werden um die Buchstaben A oder B entsprechend der aufgelisteten Schaltgruppe ergänzt. Außerdem spielt die Belastung

Tabelle 4.2: Szenarien für die Untersuchung von Spannungsverhältnissen bei einpoliger Leiterunterbrechung.

Szenario	Netzvariante	HS-/MS-Transformator					
		Sternpunktbehandlung		Schaltgruppe		Belastung $\lvert\vartheta_T\rvert$ [c]	Schaltzustand[c]
		N_{OS}	N_{US}	A	B		
Szenario 1	Verteilnetz	Niederohmig[a]	Isoliert	YNd	YNy	0/20 %/70 %	S1 / S2 / S3
Szenario 2	Verteilnetz	Kompensiert[b]	Isoliert	YNd	YNy	0/20 %/70 %	S1 / S2 / S3
Szenario 3	Windpark	Niederohmig[a]	Isoliert	YNd	YNy	0/20 %/70 %	— / S2 / S3
Szenario 4	Windpark	Kompensiert[b]	Isoliert	YNd	YNy	0/20 %/70 %	— / S2 / S3
Szenario 5	Verteilnetz	Isoliert	Kompensiert[b]	Yyn	—	0/20 %/70 %	S1 / S2 / S3

[a] Niederohmige Sternpunkterdung.
[b] Sternpunkterdung mit Erdschlusskompensation.
[c] $\vartheta_T > 0$ Bezugsfall für den Schaltzustand S1, $\vartheta_T < 0$ Rückspeisung für die Schaltzustände S2 und S3

des HS-/MS-Transformators eine wichtige Rolle. Aus diesem Grund werden drei relevante Belastungen ausgewählt, welche Leerlauf, Schwachlast und Starklast (entsprechend $\vartheta_T = 0/\pm 20\,\%/\pm 70\,\%$) entsprechen. Die Belastungen sowie die Leistungsrichtung der Wirkleistung über den HS-/MS-Transformator werden durch die an der MS-Sammelschiene angeschlossenen Anlagen beeinflusst. Diese Anlage wird durch eine Last mit konstanter Impedanz, eine Windenergieanlage Typ 3 oder Typ 4 repräsentiert und wird durch den Schaltzustand S1 / S2 / S3 im Modellnetz modelliert. Die Last wird als konstante Impedanz mit drei im Stern verschalteten Impedanzen und mit isoliertem Sternpunkt nachgebildet.

4.2.2 Definition der Untersuchungen

Anhand der vorgestellten Szenarien werden die Untersuchungen definiert, welche die Auswirkung einpoliger LU auf die Spannungsverhältnisse im Verteilnetz und Windparknetz aufzeigen, s. Kapitel 5.1 bis 5.3. In Kapitel 5.4 werden vier weitere Untersuchungen für die Bewertung der Regelung des VSC-Umrichters definiert. In Tabelle 4.3 ist eine Übersicht der Untersuchungen mit den Randbedingungen der Szenarien aufgelistet.

Einfluss der Belastung

Das belastungsabhängige Verhalten des Transformators bei einer LU ist zum Teil aus der Literatur bekannt [89]. Die auftretenden Spannungsverhältnisse im Leerlauf werden theoretisch in Abschnitt 2.4 abgeleitet. Darüber hinaus sind passive Betriebsmittel ans Netz angeschlossen. Damit kann das unbeeinflusste Spannungsverhältnis einer einpoligen LU ermittelt werden. Deswegen gilt der Schaltzustand S1 als Referenz bei der Betrachtung des Einflusses der WEA. Um das Verhalten

Tabelle 4.3: Untersuchungen im 20-kV-Netz bei einpoliger Leiterunterbrechung.

Kapitel und Untersuchung	Randbedingungen des Szenarios				
	Szenario	Belastung ϑ_T		Schaltzustand	
		0 und 70 %	20%	S1	S2 und S3
Kapitel 5.1: Einfluss der Belastung	1A, 1B, 5A	✓	✓	✓	-
Kapitel 5.2: Einfluss der Windenergieanlage	alle Szenarien	✓	-	✓	✓
Kapitel 5.3: Einfluss der LU auf die WEA	alle Szenarien	✓	-	✓	✓
Einfluss der Regelung des VSC-Umrichters					
Kapitel 5.4.1: Dynamisches Verhalten bei der Wirkleistungserzeugung	1A	✓	✓	-	✓
Kapitel 5.4.2: Dynamisches Verhalten in Abhängigkeit der Sternpunktbehandlung	1A, 2A, 5	70 %	-	✓	✓
Kapitel 5.4.3: Einfluss der dynamischen Netzstützung	1 bis 4	✓	-	-	✓
Kapitel 5.4.4: Dynamisches Verhalten in Abhängigkeit der Netzstützung	1A	70 %	-	-	✓

zu bewerten, wird der eingeschwungene Zustand in den Szenarien 1 und 5 analysiert und bildet den Umfang der ersten Untersuchung (Kapitel 5.1) in Tabelle 4.3.

Die Erkenntnisse gelten einerseits als Bestätigung der theoretischen Berechnungen ans Kapitel 2.4, andererseits als Referenz für die Bewertung des Einflusses der WEA.

Einfluss der Windenergieanlage

Des Weiteren werden die Erkenntnisse aus der vorherigen Untersuchung mit den Ergebnissen beim Parallelbetrieb der WEA verglichen. Das Ziel ist, den Einfluss der unterschiedlichen WEA-Typen auf die Spannungsverhältnisse zu zeigen (Kapitel 5.2 in Tabelle 4.3). Um die Untersuchungsergebnisse auf die typischen Verteil- und Windparknetze zu übertragen, werden alle fünf definierten Szenarien bewertet.

Hierbei wird jedes Szenario bei Leerlauf und bei Starklast $\vartheta_T = 70\,\%$ untersucht und mit dem Schaltzustand S1 verglichen. Aufgrund eines geringeren Unterschieds zwischen Schwach- und Starklast wird die Schwachlast mit $\vartheta_T = 20\,\%$ vernachlässigt. Ein Ziel ist die Spannungsänderung bei Rückspeisung im Vergleich zum Belastungszustand aufzuzeigen und die relevanten Szenarien für die Untersuchung im Übergangszustand zu wählen.

Darüber hinaus wird der Einfluss der Netzstützung auf die Spannungsverhältnisse im Netz mit unterschiedlichen Sternpunktbehandlungen analysiert. Es wird die Abhängigkeit der Mitsystemspannung von der Belastung ϑ_T bewertet und daraus resultierende Unterschiede zur ersten Untersuchung aufgezeigt.

Einfluss der LU auf die Windenergieanlagen

In Kapitel 5.3 werden die US-seitigen Größen ausgewertet, welche eine direkte Wirkung auf die WEA und ihre Regelung haben. Der Fokus liegt einerseits in der Bewertung der auftretenden minimalen und maximalen Spannungen, andererseits in der Ableitung möglicher Größen zur Erkennung der LU. Aufgrund der vollen Sternpunktbelastbarkeit sowie der Möglichkeit zum Spannungsaufbau bei einpoliger LU wird die Schaltgruppe YNd im Szenario 1A als repräsentativ für die Beobachtung gewählt. Da die höchste Beanspruchung des Transformators in der Starklast zum Tragen kommt, wird diese Belastung für drei Schaltzustände analysiert.

Einfluss der Regelung des VSC-Umrichters

In der Arbeit wird auf drei Abhängigkeiten von der Wirkleistungserzeugung und der Sternpunktbehandlung auf den Spannungsverlauf in symmetrischen Komponenten am Transformator eingegangen. Deshalb wird das dynamische Verhalten der Regelung des VSC-Umrichters und der Einfluss der dynamischen Netzstützung untersucht. In Kapitel 5.4.1 wird die Wirkleistungserzeugung von WEA und ihr Einfluss auf die Spannungsverhältnisse analysiert. Es werden drei Stufen der Wirkleistungserzeugung (Leerlauf, Schwach- und Starklast) miteinander für die beiden Typen der WEA verglichen und daraus resultierende Schlussfolgerungen gezogen. Anschließend wird der Einfluss der Sternpunktbehandlung und der Schaltgruppe auf die Spannungsverhältnisse bewertet, s. Kapitel 5.4.2. Dafür werden die Szenarien 1A, 2A und das Szenario 5 untersucht. Der Fokus liegt in der Beobachtung des Verlaufs der Nullsystemspannung.

Die beiden Typen der WEA sind mit einer Vektorregelung mit dynamischer Netzstützung in Mit- und Gegensystem (“Vektorregelung in Mit- und Gegensystem”) ausgestattet. Ergänzend dazu wird eine Vektorregelung mit der dynamischen Netzstützung im Mitsystem (“Vektorregelung im Mitsystem”) und die Vektorregelung ohne dynamische Netzstützung untersucht. In den Kapiteln 5.4.3 und 5.4.4 wird die Mitsystemspannung im eingeschwungenen Zustand und ein dynamisches Verhalten der WEA mit unterschiedlichen Arten der Netzstützung verglichen.

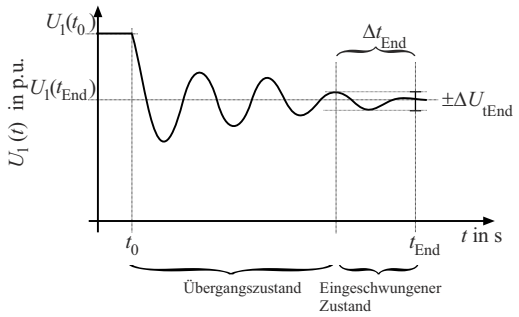


Abbildung 4.2: Bewertung der Simulationsergebnisse am Beispiel der Mitsystemspannung.

4.2.3 Bewertung der Ergebnisse

In Abbildung 4.2 ist ein zeitlicher Verlauf der Spannung $U_1(t)$ bei einpoliger LU schematisch dargestellt. Im Vorfehlerzustand befindet sich das Netz in einem störungsfreien eingeschwungenen Zustand. Zum Zeitpunkt t_0 tritt eine einpolige LU ein. Nach dem Abklingen aller Zeitkonstanten innerhalb des Übergangszustandes von t_0 bis t_{End} nimmt das Netz einen neuen eingeschwungenen Zustand ein. In dieser Arbeit wird angenommen, dass der eingeschwungene Zustand zum Zeitpunkt $t_{\mathrm{End}} = t_0 + 1\,\mathrm{s}$ gemessen wird. Bei der Bewertung wird das Spannungsband ΔU_{tEnd} im Zeitraum von $\Delta t_{\mathrm{End}} = 100\,\mathrm{ms}$ ermittelt.

Im Übergangszustand sind Schwankungen der Spannung zu erwarten. Aus diesem Grund werden die markanten Amplituden der Spannung ermittelt und zusammen mit ΔU_{tEnd} für die nach Tabelle 4.3 definierten Szenarien ermittelt, s. Anhang, Tabellen T.5 bis T.7.

4.3 Modellierung der Windenergieanlagen

Zwei Analgenkonzepte werden in dieser Arbeit aufgrund ihrer Marktanteile sowie ihres unterschiedlichen elektrischen Verhaltens am Netz betrachtet. Zuerst werden die Randbedingungen der Netzdienstleistungen, die aus Sicht des Vorhabens benötigt werden, anhand der aktuellen Gesetzgebung definiert. Weiterhin wird das elektrische Modell der WEA Typ 3 (doppeltgespeister Asynchrongenerator) mit der Regelung der beiden VSC-Umrichter vorgestellt.

4.3.1 Netzdienstleistungen einer Erzeugungseinheit

Die Anlagenbetreiber der ans öffentliche Netz angeschlossenen Erzeugungseinheiten sind gesetzlich verpflichtet Netzdienstleistungen anzubieten, die abgerufen und ferngesteuert werden können. Je nach Spannungsebene des Netzanschlusspunktes sind VDE-Vorschriften als Anwendungsregeln für die Betreiber der Erzeugungseinheiten und für die Netzbetreiber verfügbar. Nach den aktuellen Vorschriften gemäß VDE-AR-N 4105[29], VDE-AR-N 4110[16], VDE-AR-N 4120 [21] und VDE-AR-N 4130 [30] können u.a. folgende Netzdienstleistungen aufgelistet werden, die einen wichtigen Einfluss auf die Spannungsverhältnisse bei Spannungsunsymmetrie und bei der LU am HS-/MS-Transformator haben:

Statische Spannungshaltung durch Blindleistungsbereitstellung: Bei einer Abweichung der Netznennspannung am NAP darf eine induktive oder kapazitive Blindleistung Q_{NAP} bis zu ei-

nem maximalen $\cos(\varphi) = \pm 0{,}95$ für MS-Anlagen bereitgestellt werden, um die statische Spannungshaltung am Netzanschlusspunkt zu gewährleisten. Die Vorgabe der Blindleistung erfolgt entweder über $Q_{\mathrm{NAP}}\left(U_{\mathrm{NAP}}\right)$-, $Q_{\mathrm{NAP}}\left(P_{\mathrm{NAP}}\right)$-, $\cos\varphi\left(U_{\mathrm{NAP}}\right)$-Kennlinie oder über eine direkte Vorgabe der Sollwerte Q^*_{NAP} oder U^*_{NAP} von einer Leitstelle. In dieser Untersuchung wird eine $Q_{\mathrm{NAP}}\left(U_{\mathrm{NAP}}\right)$-Kennlinie mit einem Wertepaar (1,04; 0,33) angenommen [16], welche die Steigung der Kennlinie definiert. Die geforderte Blindleistungsbereitstellung muss innerhalb von 60 s durch jede Erzeugungseinheit einstellbar sein.

Dynamische Netzstützung durch zusätzliche Blindstromeinspeisung: Je nach Tiefe des Spannungseinbruchs im Mit- Δu_1 oder Gegensystem Δu_2 wird eine zusätzliche Blindstromeinspeisung im Mitsystem $\Delta i_{\mathrm{b},1} = k_{\mathrm{b}} \Delta u_1$ bzw. im Gegensystem $\Delta i_{\mathrm{b},2} = k_{\mathrm{b}} \Delta u_2$ gefordert. Diese ist bereitzustellen, wenn die Spannung das Toleranzband von $\pm 10\,\% \cdot U_{\mathrm{b}}$ verlässt oder, wenn eine schnelle Spannungsänderung von 5 % vorliegt. Der Faktor k_{b} beträgt 2 bis 6 nach Vorgaben der technischen Regeln für den Anschluss von Kundenanlagen [16]. In der Untersuchung wird ein Faktor $k_{\mathrm{b}} = 2$ entsprechend der Empfehlung übernommen [16]. Für die dynamische Netzstützung ist es wichtig, den Blindstrom schnellst möglich einzustellen. Deswegen wird eine maximale Stromanschwingszeit von $t_{\mathrm{An}} = 30\,\mathrm{ms}$ und eine Einschwingzeit $t_{\mathrm{Ein}} = 60\,\mathrm{ms}$ vorgegeben. Der Sollwert des Blindstroms soll bis zum Fehlerende kontinuierlich an die Spannungsdifferenz Δu angepasst werden.

Während der LU wirkt die dynamische Netzstützung direkt auf die schnellen Spannungsänderungen. Durch die Blindstromeinspeisung Δi_{b} kann der magnetische Fluss im Transformator schnell beeinflusst werden, was wiederum zur Spannungsänderung und Sättigung des magnetischen Kerns im Transformator führt. Dieser Zusammenhang wird in der vorliegenden Arbeit untersucht. Die statische Spannungshaltung wird benötigt, um den gleichen Arbeitspunkt im Vorfehlerzustand für alle Szenarien einzustellen. Deswegen wird auf weitere Forderungen verzichtet, wie z. B. eine Trennung vom Netz bei großen Unterspannungen (FRT-Verhalten).

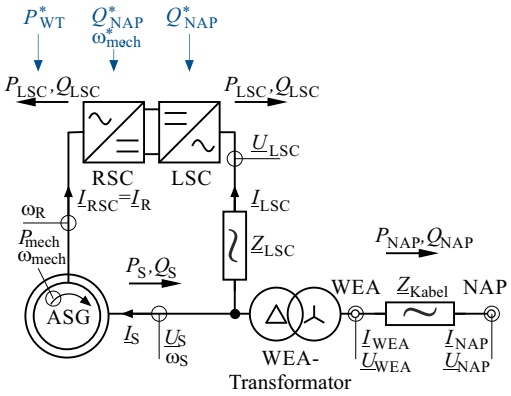
Im Folgenden wird der mechanische Aufbau einer WEA Typ 3 vorgestellt. Es wird die allgemeine Umrichterregelung mit der Leistungs- und Stromregelung beschrieben. Außerdem wird der Entwurf der Parameter für den proportional integrierenden Regler (PI-Regler) vorgestellt.

4.3.2 Windenergieanlage Typ 3 (doppeltgespeister Asynchrongenerator)

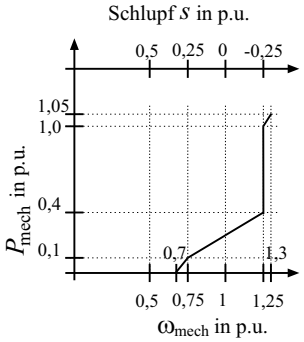
Eine Windenergieanlage Typ 3 (doppeltgespeister Asynchrongenerator), besteht aus einem dreiphasigen Asynchrongenerator, bei der die Statorwicklung direkt mit dem Drehstromnetz und die Rotorwicklung parallel über einen VSC-Umrichter mit dem Drehstromnetz verbunden sind. Der parallele Pfad besteht aus einem rotorseitigen Umrichter (RSC-Umrichter), der den Schlupf einstellt und aus einem netzseitigen Wechselrichter (LSC-Umrichter). Weiterhin ist der Rotor über eine Welle mit den Rotorblättern verbunden, so dass die elektrische Leistung $P_{\mathrm{mech}} - P_{\mathrm{Verluste}}$ über Rotor- und Statorwicklung ins Netz abgegeben wird.

Aufbau der Windenergieanlage Typ 3

In Abbildung 4.3a ist eine Übersicht über eine Windenergieanlage mit den wichtigsten Regel- und Messgrößen schematisch dargestellt. Der Anschlusspunkt der Erzeugungseinheit (WEA) befindet sich an der OS-Seite des WEA-Transformators. Die Windenergieanlage ist am Netzanschlusspunkt (NAP) ans Netz angeschlossen. Die ins Netz abgegebene Scheinleistung beträgt $\underline{S}_{\mathrm{NAP}} = \underline{S}_{\mathrm{LSC}} + \underline{S}_{\mathrm{S}} - \underline{S}_{\mathrm{Verluste}}$. Die Erzeugungseinheit wird einerseits über die Vorgabe der mechanische Leistung $P^*_{\mathrm{mech}} = P_{\mathrm{S}} + P_{\mathrm{RSC}} - P_{\mathrm{Verluste}}$ als Windenergieleistung und der Blindleistung Q^*_{NAP} vom



(a) Aufbau der WEA mit den Messgrößen und Steuerungsgrößen.



(b) Optimale Arbeitskennlinie der WEA.

Abbildung 4.3: Schematischer Aufbau einer Windenergieanlage vom Typ 3 mit optimaler Arbeitskennlinie des Asynchrongenerators [73].

Windparkregler am Netzanschlusspunkt geregelt. Die Flussrichtung der Wirkleistung P_{LSC} hängt vom Schlupf s des Asynchrongenerators ab. Er wird über die Wirkleistung des Rotors $P_R(s)$, genauer über die Drehzahl ω^*_{mech} mit Hilfe lokaler Messungen $\underline{I}_R$ und $\underline{U}_S$ geregelt. Zur Ermittlung des Schlupfs s wird die Kreisfrequenz der Statorspannung ω_S und die Rotordrehzahl als Kreisfrequenz der mechanischen Frequenz ω_{mech} gemessen. Es gilt:

$$s = \frac{\omega_S - \omega_{mech}}{\omega_S} \tag{4.2}$$

Im Rotor wird eine Spannung mit einer Kreisfrequenz $\omega_R = s \cdot \omega_S$ induziert, welche einen Rotorstrom $\underline{I}_R(\omega_R)$ über Rotor und RSC-Umrichter bewirkt. Bei positivem Schlupf (untersynchrone Drehzahl) fließt die Wirkleistung vom Stator in den Rotor, bei negativem Schlupf (übersynchrone Drehzahl) fließt diese vom Rotor zum Stator. Die benötigte Wirkleistung wird entweder von der mechanischen Leistung P_{mech} oder vom Stator aus dem Drehstromnetz geliefert. Die Drehzahlregelung dient der Verbesserung der Effizienz der ASG zur optimalen Nutzung des Rotormoments in Abhängigkeit der variablen Windgeschwindigkeit und der Drehzahl. Dafür wird eine Kennlinie für den Einstellbereich des Schlupfs hinterlegt. In Abbildung 4.3b ist diese Kennlinie der mechanischen Leistung P_{mech} in Abhängigkeit des Schlupfs s bzw. der Drehzahl ω_{mech} schematisch dargestellt [73], [77]. Bei der Leistung $P_{mech} = 0{,}4\,\text{p.u.}$ wird die maximal dauerhaft zugelassene Rotordrehzahl von 1,25 p.u. erreicht. Falls die Leistung auf 0,1 p.u. sinkt, nimmt die Rotordrehzahl auf 0,75 p.u. ab. Die Rotor- und Statorleistung sind zum Schlupf proportional: $P_R = s \cdot P_{mech}$ und $P_S = (1-s)P_{mech}$. Die Blindleistung zur Magnetisierung des Generators wird vom Netz geliefert oder durch den RSC-Umrichter bereitgestellt. Um die netzdienliche Blindleistungsregelung zu realisieren werden die Leistungen der beiden VSC-Umrichter entsprechend erhöht.

Ferner werden die selbstgeführten Umrichter (VSC-Umrichter) mit der Vektorregelung in Mit- und Gegensystem modelliert. Mit einer Stromregelung kann der VSC-Umrichter als eine

stromgesteuerte Spannungsquelle interpretiert werden. Der VSC-Umrichter lässt sich als dreiphasige Spannungsquelle auf der AC-Seite und als DC-Stromquelle auf der Gleichstromseite modellieren, genannt engl. Average Value Model (AVM-Modell), ohne Nachbildung der Halbleiter [31]. Je nach Leistungsrichtung des Wirkstromes $\underline{I}_{\mathrm{RSC}} = \underline{I}_{\mathrm{R}}$ oder $\underline{I}_{\mathrm{LSC}}$ verhält sich der VSC-Umrichter als Wechselrichter (negativer Wirkstrom im Verbraucherzählpfeilsystem), oder als Gleichrichter (positiver Wirkstrom im Verbraucherzählpfeilsystem). Entsprechend ist die Einstellung des kapazitiven oder induktiven Blindstromes beliebig bis zum maximal erlaubten Strom des Umrichters $I_{\mathrm{VSC,max}}$ wählbar.

Modellierung der Asynchronmaschine

Im Folgenden wird die Modellierung des Asynchrongenerators beschrieben. Seine Ersatzschaltung entspricht einer T-Ersatzschaltung, welche Ähnlichkeiten mit der T-Ersatzschaltung des Transformators aufweist. Eine Seite der T-Ersatzschaltung repräsentiert die Klemmen der Statorwicklung und die zweite Seite die Klemmen der Rotorwicklung. Bei der Berücksichtigung des magnetischen Flusses $\underline{\Phi}$ lässt sich die Statorspannung $\underline{U}_{\mathrm{S}}$ und die auf die Statorseite bezogene Rotorspannung $\underline{U}'_{\mathrm{R}}$ im statorfesten Koordinatensystem durch zwei Gleichungen berechnen [72], [73], [12]:

$$\underline{U}_{\mathrm{S}} = R_{\mathrm{S}} \cdot \underline{I}_{\mathrm{S}} + \frac{\mathrm{d}\underline{\Phi}_{\mathrm{S}}}{\mathrm{dt}} + \mathrm{j}\omega_{\mathrm{S}} \cdot \underline{\Phi}_{\mathrm{S}} \tag{4.3a}$$

$$\underline{U}'_{\mathrm{R}} = R'_{\mathrm{R}} \cdot \underline{I}'_{\mathrm{R}} + \frac{\mathrm{d}\underline{\Phi}'_{\mathrm{R}}}{\mathrm{dt}} + \mathrm{j}\underbrace{\left(\omega_{\mathrm{S}} - \omega_{\mathrm{mech}}\right)}_{\omega_{\mathrm{R}} = s \cdot \omega_{\mathrm{S}}} \underline{\Phi}'_{\mathrm{R}} \tag{4.3b}$$

Die Induktivität des Stators $L_{\mathrm{S}} = L_{\sigma,\mathrm{S}} + L_{\mathrm{h,ASG}}$ und des Rotors $L'_{\mathrm{R}} = L'_{\sigma,\mathrm{R}} + L_{\mathrm{h,ASG}}$ werden mithilfe der Streuinduktivitäten L_{σ} und der Magnetisierungsinduktivität $L_{\mathrm{h,ASG}}$ bestimmt. Für einen typischen Windgenerator Typ 3 sind beide Induktivitäten näherungsweise gleich groß [73]. Der magnetische Fluss im Rotor $\underline{\Phi}'_{\mathrm{R}}$ und im Stator $\underline{\Phi}_{\mathrm{S}}$ ist mit den jeweiligen Strömen verbunden und miteinander über die Magnetisierungsinduktivität gekoppelt, s. Gleichungen (4.4) [72].

$$\underline{\Phi}_{\mathrm{S}} = L_{\mathrm{S}} \cdot \underline{I}_{\mathrm{S}} + L_{\mathrm{h,ASG}} \cdot \underline{I}'_{\mathrm{R}} \tag{4.4a}$$

$$\underline{\Phi}'_{\mathrm{R}} = L_{\mathrm{h,ASG}} \cdot \underline{I}_{\mathrm{S}} + L'_{\mathrm{R}} \cdot \underline{I}'_{\mathrm{R}} \tag{4.4b}$$

Außerdem bestimmen beide magnetischen Flüsse das mechanische Drehmoment des Rotors und seine Beschleunigung $\mathrm{d}\omega_{\mathrm{R}}/\mathrm{d}t$. Für die Trägheitskonstante der ASG Θ_{mech} und das mechanische Drehmoment M_{mech} beträgt die Rotorbeschleunigung [72]:

$$\frac{\mathrm{d}\omega_{\mathrm{R}}}{\mathrm{dt}} = \frac{1}{\Theta_{\mathrm{mech}}} \left(\Phi_{\mathrm{S,d}} i_{\mathrm{S,q}} - \Phi_{\mathrm{S,q}} i_{\mathrm{S,d}} + M_{\mathrm{mech}} \right) \tag{4.5}$$

Die Gleichungen (4.3) und (4.4) beschreiben das Modell 5. Ordnung. Dieses wird im Simulationsprogramm angewendet. Das mechanische Trägheitsmoment J und das mechanische Drehmoment werden als Modell zweiter Ordnung $M_{\mathrm{mech}} = J \frac{\mathrm{d}\omega_{\mathrm{R}}}{\mathrm{dt}}$ repräsentiert, wobei gilt $\Theta_{\mathrm{mech}} = J \frac{\omega^2_{\mathrm{mech}}}{2 S_{\mathrm{r,ASG}}}$.

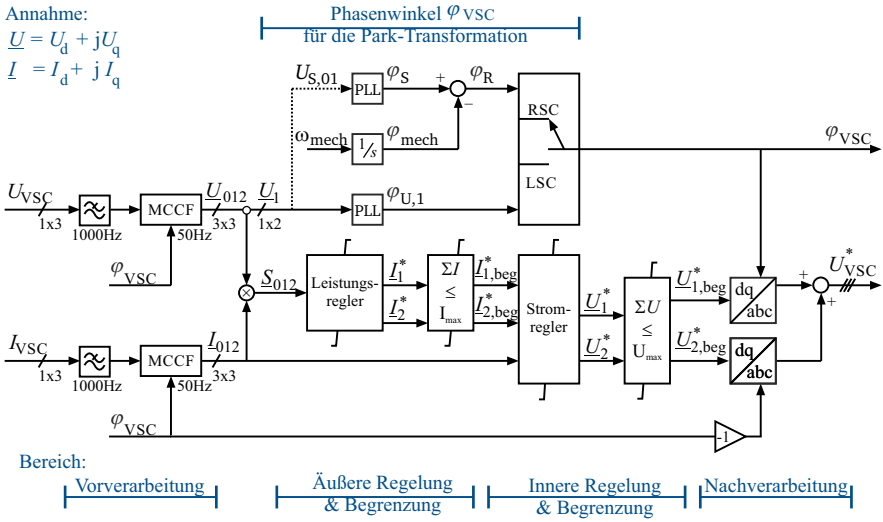


Abbildung 4.4: Allgemeiner Blockschaltplan der Vektorregelung eines selbstgeführten Umrichters in symmetrischen Komponenten. Die fünf Abschnitte stellen eine funktionsorientierte Aufteilung der Schaltblöcke dar.

4.3.3 Vektorregelung in Mit- und Gegensystem

Im Folgenden wird die umgesetzte Vektorregelung in Mit- und Gegensystem vorgestellt. In Abbildung 4.4 ist der Aufbau der VSC-Regelung der beiden RSC- und LSC-Umrichter einer Windenergieanlage dargestellt. Die Regelung wird standardmäßig in dq0-Komponenten realisiert. Als Ausgangsgröße dient der Referenzwert der Umrichterspannung U_{VSC}^*. Die Leitergrößen werden mithilfe der inversen Park-Transformation $\mathbf{T}_{dq0}^{-1}$ ermittelt. Allgemein lässt sich die Regelung eines VSC-Umrichters in folgende Bereiche aufteilen:

Vorverarbeitung der Strom- und Spannungssignale

Das gemessene Signal des Stroms $I_{VSC} = I_{LSC}$ und der Spannung $U_{VSC} = U_{LSC}$ für den LSC-Umrichter bzw. $I_{VSC} = I_R$ und $\underline{U}_{VSC} = \underline{U}_S$ für den RSC-Umrichter, s. Abbildung 4.3a, werden zuerst mit einem Antialiasing-Filter mit 1000 Hz gefiltert. Es ist anzumerken, dass die Regelung des RSC-Umrichters auf der Statorspannung und nicht Rotorspannung basiert. Alle vier Größen werden für jeden Leiter L*i* gemessen. Damit wird jede einzelne Eingangsgröße als Spaltenvektor mit der Dimension 1x3 repräsentiert. Weiter werden die $\alpha\beta 0$-Signale mit Hilfe der Clarke-Transformation $\mathbf{T}_{\alpha\beta 0}$ im MCCF-Block in Mit-, Gegen- und Nullsystem transformiert und danach in dq0-Komponenten mit einem Phasenwinkel φ_{VSC} transformiert, s. Bereich "Phasenwinkel φ_{VSC} für die Park-Transformation". Als Ausgangsgröße ergibt sich ein Spaltenvektor mit drei komplexen Größen in symmetrischen Komponenten z. B. für die Spannung $\underline{U}_{012} = \left[\, \underline{U}_0 \;\; \underline{U}_1 \;\; \underline{U}_2 \,\right]$. Die Umwandlung mithilfe des MCCF-Filters wird in Abschnitt 2.2b vorgestellt.

Äußere Regelung mit Strombegrenzung

Innerhalb dieses Blockes wird die Wirk- und Blindleistung in Mit- und Gegensystem geregelt und die Referenzwerte des Stromes $\left[\begin{array}{cc}\underline{I}^*_{1,\mathrm{beg}} & \underline{I}^*_{2,\mathrm{beg}}\end{array}\right]$ ermittelt. Basierend auf den aktuellen Netzanforderungen werden zusätzliche Funktionalitäten der Erzeugungsanlagen wie z. B. die dynamische Netzstützung, implementiert. Der Blockschaltplan dieser Regelung ist in Abbildung 4.5 detailliert dargestellt. Im Anschluss erfolgt die Begrenzung und Priorisierung des Referenzstromes auf den maximal zulässigen Wert des Umrichters.

Innere Regelung mit Spannungsbegrenzung

Sie entspricht einer Stromregelung. Mithilfe der PI-Regler im Mit- und Gegensystem wird die Stromdifferenz zwischen dem Referenzstrom $\left[\begin{array}{cc}\underline{I}^*_{1,\mathrm{beg}} & \underline{I}^*_{2,\mathrm{beg}}\end{array}\right]$ und dem Messstrom $[\ \underline{I}_1\ \ \underline{I}_2\ ]$ ausgeregelt. Ausgangsgröße ist die Referenzspannung in Mit- und Gegensystem $\left[\begin{array}{cc}\underline{U}^*_1 & \underline{U}^*_2\end{array}\right]$. Diese Regelung ist detailliert in Abbildung 4.6 dargestellt. Oberste Priorität hat die Einhaltung der maximal zulässigen Spannung $\left|\underline{U}^*_1+\underline{U}^*_2\right| < U_{\mathrm{VSC,max}}$. Bei der Priorisierung wird davon ausgegangen, dass die Spannung im Mitsystem einen Vorrang hat. Das bedeutet, dass die Gegensystemspannung auf $U^*_{2,\mathrm{beg}} = \sqrt{U^2_{\mathrm{VSC,max}} - U^2_{1,\mathrm{beg}}}$ begrenzt wird. Als Ausgangsgröße erhält man die begrenzten Spannungen $\left[\begin{array}{cc}\underline{U}^*_{1,\mathrm{beg}} & \underline{U}^*_{2,\mathrm{beg}}\end{array}\right]$.

Nachverarbeitung

Aus den Signalen der Spannungen $\left[\begin{array}{cc}\underline{U}^*_{1,\mathrm{beg}} & \underline{U}^*_{2,\mathrm{beg}}\end{array}\right]$ werden die Vorgabewerte der Spannung in Leitergrößen mit der inversen Park-Transformation $\mathbf{T}^{-1}_{\mathrm{dq0}}$ berechnet und am Umrichter eingestellt.

Phasenwinkel φ_{VSC} für die Park-Transformation

Der Phasenwinkel φ_{VSC} wird jeweils für den LSC- und den RSC-Umrichter ermittelt. Für den Betrieb der LSC-Umrichter wird der Phasenwinkel φ_{VSC} der Statorspannung φ_{S} mithilfe einer klassischen Phasenregelschleife (PLL-Block) ermittelt. Da die Frequenz der Spannung $f_{\mathrm{n}} = 50\,\mathrm{Hz}$ im Normalbetrieb des Netzes bekannt ist, wird der Phasenwinkel innerhalb von 40 ms ermittelt, was zwei Perioden der Grundschwingung entspricht.

Im Fall der RSC-Umrichter ist der Phasenwinkel φ_{R} von der Kreisfrequenz ω_{R} der induzierten Spannung $\underline{U}'_{\mathrm{R}}$ abhängig. Diese wiederum ist von einem variablen Schlupf s und von der annähernd konstanten Kreisfrequenz des Stators ω_{S} über den Zusammenhang $\omega_{\mathrm{R}} = s \cdot \omega_{\mathrm{S}}$ abhängig. Aufgrund der großen und variablen Zeitkonstante $T_{\omega\mathrm{R}}$ (für $s \to 0 \Rightarrow \omega_{\mathrm{R}} \to 0$ beträgt die Zeitkonstante $T_{\omega\mathrm{R}} = 1/f_{\mathrm{R}} \to \infty$), die für die Ermittlung des Phasenwinkels benötigt werden würde, ist die Anwendung einer klassischen PLL mit der Kreisfrequenz ω_{R} als Eingangsgröße ausgeschlossen. Um schnell und zuverlässig den Phasenwinkel zu bestimmen, wird die Differenz zwischen dem Phasenwinkel des Stators φ_{S} und des Rotors mit dem Winkel $\varphi_{\mathrm{mech}} = \int \omega_{\mathrm{mech}}$ gebildet, wobei die Kreisfrequenz ω_{mech} der Rotordrehzahl entspricht. Zur Ermittlung des Winkels φ_{mech} wird eine Zeitdauer für die Integration benötigt. Diese ist aufgrund der Kreisfrequenz $\omega_{\mathrm{mech}} = \omega_{\mathrm{S}}(1 \pm s) \gg \omega_{\mathrm{R}}$ deutlich kleiner als die Zeitkonstante für die Ermittlung des Phasenwinkels φ_{R} mithilfe der klassischen Phasenregelschleife.

4.3.4 Leistungsregler als äußere Regelung

Die Scheinleistung am NAP $\underline{S}_{\mathrm{NAP}} = P_{\mathrm{NAP}} + \mathrm{j} \cdot Q_{\mathrm{NAP}}$ wird anhand des Stromes $\underline{I}_{\mathrm{NAP}}$ und der Spannung $\underline{U}_{\mathrm{NAP}}$ berechnet, s. Abbildung 4.3a. Um die Wirk- und Blindleistung zu bestimmen, werden Strom

und Spannung in dq0-Komponenten transformiert. Dafür wird der Spannungszeiger entlang der d-Achse im eingeschwungenen Zustand vorausgesetzt. So gilt für die Spannungen $\underline{U}_{\mathrm{NAP,d}} = U_{\mathrm{b}}$ und $\underline{U}_{\mathrm{NAP,q}} = 0$ am NAP im eingeschwungenen Zustand.

Die Wirk- p_{NAP} und Blindleistung q_{NAP} in p.u.-Größen werden nach Gleichung (4.6) ermittelt, wobei nur die Blindleistungsberechnung für die Regelung der Umrichter benötigt wird. Die Leistungsregelung für RSC- und LSC-Umrichter ist in Abbildung 4.5a bzw. 4.5b dargestellt. Die beiden Leistungsregler besitzen zwei gemeinsame Bereiche: die äußere Regelung mit PI-Regler für die Abweichung vom Sollwert und die Priorisierung und Begrenzung des Stromes. In der Regelung des LSC-Umrichters wird nach VDE-AR-N 4110 [16] die dynamische Netzstützung realisiert.

$$p_{\mathrm{NAP}} = \quad u_{\mathrm{NAP,d}} i_{\mathrm{NAP,d}} + u_{\mathrm{NAP,q}} i_{\mathrm{NAP,q}} + 2 \cdot U_{\mathrm{NAP,0}} I_{\mathrm{NAP,0}} \tag{4.6a}$$

$$q_{\mathrm{NAP}} = -\ u_{\mathrm{NAP,d}} i_{\mathrm{NAP,q}} + u_{\mathrm{NAP,q}} i_{\mathrm{NAP,d}} \tag{4.6b}$$

Anhand der Wirkleistung p_{mech} und der Spannung u_{NAP} werden die Kreisfrequenz ω^*_{mech} bzw. Blindleistung q^*_{NAP} als Regelgrößen in der äußeren Regelung des RSC-Umrichters definiert. Mithilfe des PI-Reglers werden die Referenzströme i^*_{d} und i^*_{q} ermittelt. Darüber hinaus wird der Strom i^*_{q} nicht nur mithilfe des Ausgangssignals der PI-Regler sondern auch aus dem Magnetisierungsstrom $i_{\mathrm{h,ASG}} = u_{\mathrm{S}}/X_{\mathrm{h,ASG}}$ gebildet. Die Ermittlung der Kreisfrequenz ω^*_{mech} basiert auf einer $P(\omega_{\mathrm{mech}})$-Kennlinie des Asynchrongenerators, s. Abbildung 4.3b. Der Block $X_{\mathrm{S}}/X_{\mathrm{h,ASG}}$ beschreibt die Übersetzung der Rotorströme auf die Statorseite.

Die Leistungsregelung des LSC-Umrichters ist auf die Regelung in Mit- und Gegensystem aufgeteilt. Im Mitsystem werden die Wirkleistung $p^*_{\mathrm{LSC,1}}$ und die Blindleistung $q^*_{\mathrm{NAP,1}}$ als Regelgrößen geregelt. Im Gegensystem wird davon ausgegangen, dass der LSC-Umrichter eine symmetrierende Wirkung hat, d.h. kein Strom im Gegensystem eingespeist wird, mit der Ausnahme einer Blindstromeinspeisung Δi_{b} im Fehlerbetrieb. Die statische Spannungshaltung, s. Abschnitt 4.3.1, in der äußeren Regelung wird durch die $Q_{\mathrm{NAP}}\left(U_{\mathrm{NAP}}\right)$-Vorgabe mit dem Totbereich von 0,01 p.u. um die Netznennspannung gewährleistet.

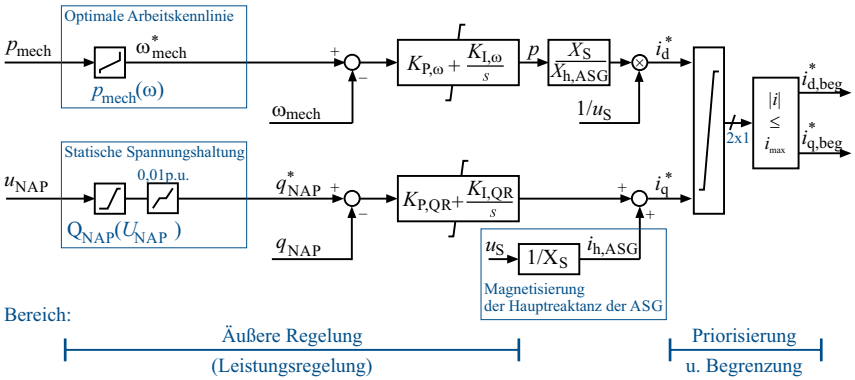
Im Pfad der q-Achsen wird nach den Vorgaben der dynamischen Netzstützung ein zusätzlicher Blindstrom in Mit- $\Delta i_{\mathrm{b,1}}$ und Gegensystem $\Delta i_{\mathrm{b,2}}$ eingespeist. Ein zusätzlicher Blindstrom $\Delta i_{\mathrm{b,1}}$ und $\Delta i_{\mathrm{b,2}}$ wird anhand der Spannungsabweichung Δu_1 bzw. Δu_2 von einem einminütigen Mittelwert der Spannung eingespeist. Die Referenzwerte der statischen Spannungshaltung werden für die Zeitdauer des Fehlers blockiert und konstant gehalten, um die dynamische Netzstützung nicht zu beeinträchtigen [16].

Außerdem folgt die Begrenzung des Stromes in d- und q-Achse sowie die Priorisierung zwischen Mit- und Gegensystem. Die oberste Priorität ist die Einhaltung der maximal zulässigen Stromes nach Gleichung (4.7).

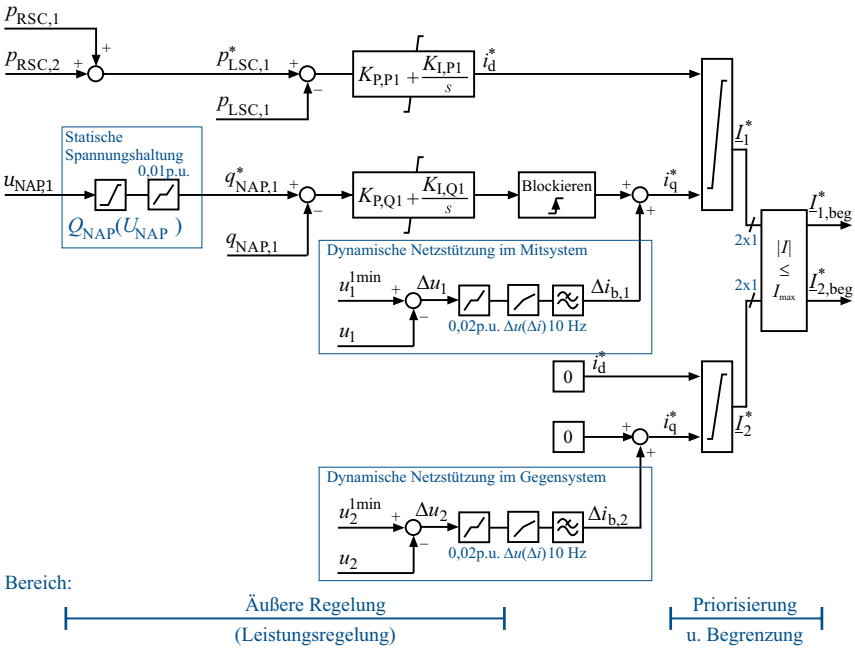
$$I_1^2 + I_2^2 < I_{\mathrm{VSC,max}}^2 \tag{4.7a}$$

$$i_{\mathrm{d}}^2 + i_{\mathrm{q}}^2 < I_{\mathrm{VSC,max}}^2 \tag{4.7b}$$

Bei der Priorisierung wird davon ausgegangen, dass die Ströme im Mit- und Gegensystem zu gleichen Teilen priorisiert werden. Bei der Priorisierung der Achsen wird die Begrenzung der



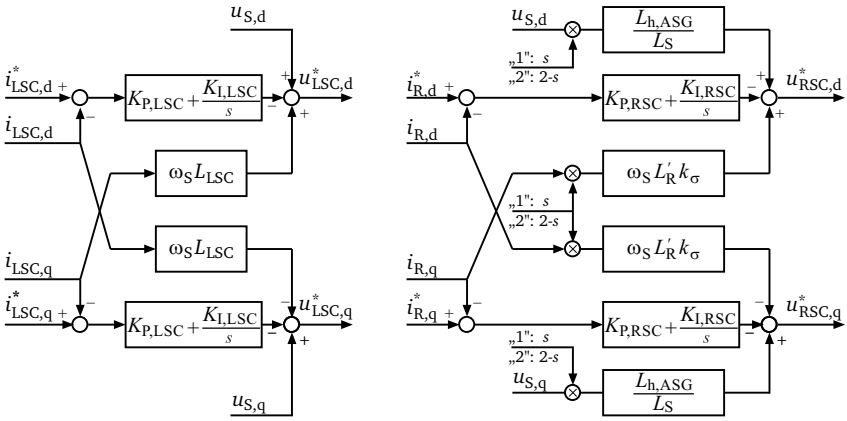
(a) Regelung des RSC-Umrichters in Leitergrößen.



(b) Regelung des LSC-Umrichters in Mit- und Gegensystem.

Abbildung 4.5: Blockschaltpläne der Leistungsregelung der RSC- und LSC-Umrichter.

d-Achse (entspricht dem Wirkstrom bzw. der Wirkleistung) angenommen. Die Begrenzung der Referenzströme wird nach Gleichung (4.8) umgesetzt:



(a) LSC-Umrichter. **(b)** RSC-Umrichter.

Abbildung 4.6: Blockschaltpläne der inneren Stromregelung des LSC- und RSC-Umrichter.

$$\underline{I}^*_{1,\mathrm{beg}}, \underline{I}^*_{2,\mathrm{beg}} = \begin{cases} \underline{I}^*_1, \underline{I}^*_2 & \text{für} \quad I^{*2}_1 + I^{*2}_2 \le I^2_{\mathrm{VSC,max}} \\ \frac{\underline{I}^*_1}{\sqrt{I^{*2}_1 + I^{*2}_2}}, \frac{\underline{I}^*_2}{\sqrt{I^{*2}_1 + I^{*2}_2}} & \text{für} \quad I^{*2}_1 + I^{*2}_2 > I^2_{\mathrm{VSC,max}} \end{cases} \tag{4.8a}$$

$$i^*_{\mathrm{d,beg}} = \begin{cases} i^*_{\mathrm{d}} & \text{für} \quad i^{*2}_{\mathrm{d}} + i^{*2}_{\mathrm{q}} \le I^2_{\mathrm{VSC,max}} \\ \sqrt{I^2_{\mathrm{VSC,max}} - i^{*2}_{\mathrm{q}}} & \text{für} \quad i^{*2}_{\mathrm{d}} + i^{*2}_{\mathrm{q}} > I^2_{\mathrm{VSC,max}} \end{cases} \tag{4.8b}$$

4.3.5 LSC-Stromregler als innere Regelung

Die Stromregelung erfolgt für die Ströme in Mit- und Gegensystem, wobei der Aufbau beider Stromregler für beide Systeme identisch ist. Aus diesem Grund wird auf die Indizes “1” und “2” bei der detaillierten Betrachtung der inneren Regelung verzichtet [78]. Für beide Systeme erfolgt die Regelung in dq-Komponenten (Vektorregelung) und der komplexe Strom beträgt $\underline{I} = I_{\mathrm{d}} + \mathrm{j}I_{\mathrm{q}}$.

Im Folgenden wird die innere Regelung des LSC-Umrichters detailliert betrachtet. Der LSC-Stromregler stellt einen klassischen Stromregelkreis mit einer PI-Regelung $\Delta i_{\mathrm{d,LSC}} = i^*_{\mathrm{d,LSC}} - i_{\mathrm{d,LSC}}$ und entsprechend für die q-Achse dar. In Abbildung 4.6a ist der Blockschaltplan dieser inneren Stromregelung dargestellt. Anhand der Spannung an den Umrichterklemmen $\underline{U}_{\mathrm{LSC}}$, der Spannung an der US-Seite des Transformators $\underline{U}_{\mathrm{S}}$ und des Stromes $\underline{I}_{\mathrm{LSC}}$ über die Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{LSC}} = R_{\mathrm{LSC}} + \mathrm{j}X_{\mathrm{LSC}}$ s. Abbildung 4.3a, kann eine Maschengleichung gebildet werden:

$$u_{\mathrm{LSC}} = u_{\mathrm{S}} - R_{\mathrm{LSC}} i_{\mathrm{LSC}} - L_{\mathrm{LSC}} \mathrm{d}i_{\mathrm{LSC}}/\mathrm{d}t \tag{4.9}$$

Anschließend wird die Spannung u_{LSC} ins dq-Koordinatensystem transformiert:

$$u_{\mathrm{LSC,d}} = u_{\mathrm{S,d}} - R_{\mathrm{LSC}} i_{\mathrm{LSC,d}} - L_{\mathrm{LSC}} \frac{\mathrm{d}i_{\mathrm{LSC,d}}}{\mathrm{d}t} + \omega_{\mathrm{S}} L_{\mathrm{LSC}} i_{\mathrm{LSC,q}} \tag{4.10a}$$

$$u_{\mathrm{LSC,q}} = u_{\mathrm{S,q}} - R_{\mathrm{LSC}} i_{\mathrm{LSC,q}} - L_{\mathrm{LSC}} \frac{\mathrm{d}i_{\mathrm{LSC,q}}}{\mathrm{d}t} - \omega_{\mathrm{S}} L_{\mathrm{LSC}} i_{\mathrm{LSC,d}} \tag{4.10b}$$

Der Spannungsfall entlang der Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{LSC}}$ wird mithilfe des PI-Reglers $K_{\mathrm{P,ICC}} + K_{\mathrm{I,ICC}}/s$ eingestellt. Die Parameter $K_{\mathrm{P,ICC}}$ und $K_{\mathrm{I,ICC}}$ beschreiben die proportionalen und integrierenden Anteile des PI-Reglers, s. Abbildung 4.6a. Der Term $\omega_{\mathrm{S}} L_{\mathrm{LSC}}$ definiert die Querkopplung zwischen d- und q-Achse. Somit ergeben sich folgende Gleichungen:

$$u^*_{\mathrm{LSC,d}} = u_{\mathrm{S,d}} - \underbrace{\left(i^*_{\mathrm{d,LSC}} - i_{\mathrm{d,LSC}}\right)}_{\Delta i_{\mathrm{d,LSC}}} \left(K_{\mathrm{P,LSC}} + \frac{K_{\mathrm{I,LSC}}}{s}\right) + \omega_{\mathrm{S}} L_{\mathrm{LSC}} i_{\mathrm{LSC,q}} \tag{4.11a}$$

$$u^*_{\mathrm{LSC,q}} = u_{\mathrm{S,q}} - \underbrace{\left(i^*_{\mathrm{q,LSC}} - i_{\mathrm{q,LSC}}\right)}_{\Delta i_{\mathrm{q,LSC}}} \left(K_{\mathrm{P,LSC}} + \frac{K_{\mathrm{I,LSC}}}{s}\right) - \omega_{\mathrm{S}} L_{\mathrm{LSC}} i_{\mathrm{LSC,d}} \tag{4.11b}$$

4.3.6 RSC-Stromregler als innere Regelung

Im Folgenden wird die innere Regelung des RSC-Umrichters im Verbraucherzählpfeilsystem betrachtet. In diesem Fall wird die Stromregelung nach den Gleichungen (4.3) und (4.4) bei der Vernachlässigung des Widerstandes R_{S} entwickelt [71], [72]:

$$\underline{U}'_{\mathrm{R}} = -R'_{\mathrm{R}} \underline{I}'_{\mathrm{R}} - \mathrm{j}\underbrace{\left(\omega_{\mathrm{S}} - \omega_{\mathrm{mech}}\right)}_{\omega_{\mathrm{R}} = s\omega_{\mathrm{S}}} \underbrace{\left(L_{\mathrm{h,ASG}} \underline{I}_{\mathrm{S}} + L'_{\mathrm{R}} \underline{I}'_{\mathrm{R}}\right)}_{\underline{\Phi}'_{\mathrm{R}}} \tag{4.12a}$$

$$= -R'_{\mathrm{R}} \underline{I}'_{\mathrm{R}} - \mathrm{j}s\omega_{\mathrm{S}} \left(L_{\mathrm{h,ASG}} \frac{\underline{U}_{\mathrm{S}} - \mathrm{j}\omega_{\mathrm{S}} L_{\mathrm{h,ASG}} \underline{I}'_{\mathrm{R}}}{\mathrm{j}\omega_{\mathrm{S}} L_{\mathrm{S}}} + L'_{\mathrm{R}} \underline{I}'_{\mathrm{R}}\right) \tag{4.12b}$$

$$= -R'_{\mathrm{R}} \underline{I}'_{\mathrm{R}} - s \cdot \underline{U}_{\mathrm{S}} \frac{L_{\mathrm{h,ASG}}}{L_{\mathrm{S}}} - \mathrm{j}s\omega_{\mathrm{S}} L'_{\mathrm{R}} \underline{I}'_{\mathrm{R}} \left(1 - \frac{L^2_{\mathrm{h,ASG}}}{L_{\mathrm{S}} L'_{\mathrm{R}}}\right) \tag{4.12c}$$

Des Weiteren wird ein Streufaktor k_σ definiert:

$$k_\sigma = 1 - \frac{L^2_{\mathrm{h,ASG}}}{L_{\mathrm{S}} L'_{\mathrm{R}}} \tag{4.13}$$

und die Gleichung (4.12c) in dq-Koordinaten transformiert [72]:

$$u'_{\mathrm{R,d}} = -R'_{\mathrm{R}} i'_{\mathrm{R,d}} + s \cdot u_{\mathrm{S,d}} \frac{L_{\mathrm{h,ASG}}}{L_{\mathrm{S}}} + s\omega_{\mathrm{S}} L'_{\mathrm{R}} k_{\sigma} i'_{\mathrm{R,q}} \tag{4.14a}$$

$$u'_{\mathrm{R,q}} = -R'_{\mathrm{R}} i'_{\mathrm{R,q}} + s \cdot u_{\mathrm{S,q}} \frac{L_{\mathrm{h,ASG}}}{L_{\mathrm{S}}} - s\omega_{\mathrm{S}} L'_{\mathrm{R}} k_{\sigma} i'_{\mathrm{R,d}} \tag{4.14b}$$

Der Spannungsfall u'_{R} über den Widerstand R'_{R} in den Gleichungen (4.14) ist als Ausgangssignal der Stromregler zu verstehen [79]. Der Spannungsfall wird mit Hilfe des PI-Reglers $K_{\mathrm{P,RSC}} + K_{\mathrm{I,RSC}}/s$ eingestellt.

$$u'^{*}_{\mathrm{R,d}} = -\underbrace{\left(i^{*}_{\mathrm{R,d}} - i_{\mathrm{R,d}}\right)}_{\Delta i_{\mathrm{R,d}}} \left(K_{\mathrm{P,RSC}} + \frac{K_{\mathrm{I,RSC}}}{s}\right) + s \cdot u_{\mathrm{S,d}} \frac{L_{\mathrm{h,ASG}}}{L_{\mathrm{S}}} + s\omega_{\mathrm{S}} L'_{\mathrm{R}} k_{\sigma} i'_{\mathrm{R,q}} \tag{4.15a}$$

$$u'^{*}_{\mathrm{R,q}} = -\underbrace{\left(i^{*}_{\mathrm{R,q}} - i_{\mathrm{R,q}}\right)}_{\Delta i_{\mathrm{R,q}}} \left(K_{\mathrm{P,RSC}} + \frac{K_{\mathrm{I,RSC}}}{s}\right) + s \cdot u_{\mathrm{S,q}} \frac{L_{\mathrm{h,ASG}}}{L_{\mathrm{S}}} - s\omega_{\mathrm{S}} L'_{\mathrm{R}} k_{\sigma} i'_{\mathrm{R,d}} \tag{4.15b}$$

Die Kopplung zwischen d- und q-Achse ist von der Spannung $\underline{U}_{\mathrm{S}}$ und die Querkopplung von den Strömen und dem Schlupf s abhängig. Sie unterscheidet sich von der Kopplung ωL im LSC-Umrichter. In Abbildung 4.6b ist der resultierende Stromregler der RSC-Umrichter dargestellt. Für die Betrachtung in symmetrischen Komponenten ist zu beachten, dass der Asynchrongenerator im Mit- und Gegensystem unterschiedlich aufgebaut ist. Der Unterschied besteht in der Nachbildung des Rotorwiderstandes R'_{R}, welcher von Schlupf s bzw. von der Rotordrehzahl abhängig ist. Im Mitsystem beträgt der Widerstand R_{R}/s und im Gegensystem $R_{\mathrm{R}}/(2-s)$ [71], [80]. Im Vergleich zum LSC-Stromregler ist der RSC-Stromregler für das Mit- und Gegensystem nicht identisch. Im Gegensystem wird statt des Schlupfs s in den Gleichungen (4.15) ein Faktor $(2-s)$ eingesetzt. Aufgrund der Komplexität zum Entwurf des Reglers in symmetrischen Komponenten wird ein Modell des RSC-Umrichters in Leitergrößen umgesetzt.

4.3.7 Einstellparameter des PI-Reglers des LSC-Umrichters

Um einen stabilen schwingungsfreien Arbeitspunkt für einen Referenzwert zu erhalten, werden die Einstellparameter des PI-Reglers $K_{\mathrm{P,LSC}}$ und $K_{\mathrm{I,LSC}}$ für ein gewünschtes Einschwingverhalten ausgewählt. Mit den folgenden drei Methoden können die Einstellparameter eines PI-Reglers mit einer Übertragungsfunktion $G(s)_{\mathrm{PI}} = K_{\mathrm{P,LSC}} + K_{\mathrm{I,LSC}}/s$ ermittelt werden [13]:

- Betragsoptimum im Frequenzbereich für eine PT1-Strecke
- Betragsoptimum für eine PT2-Strecke
- Betragsoptimum bei einer Kaskadenregelung aus zwei Reglern

Die Einstellparameter des LSC-Umrichters werden anhand des Betragsoptimums entworfen, so dass die größte Zeitkonstante der Strecke kompensiert wird. Diese Zeitkonstante entspricht in der Regel der Zeitkonstanten der Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{LSC}}$ und beträgt damit $T_{\mathrm{LSC}} = L_{\mathrm{LSC}}/R_{\mathrm{LSC}}$.

Strecke PT1

Die Strecke wird als PT1-Glied nachgebildet:

$$G(s)_{\mathrm{PT1}} = \frac{1}{\underline{Z}_{\mathrm{LSC}}} = \frac{1}{R_{\mathrm{LSC}} + s \cdot X_{\mathrm{LSC}}} \tag{4.16}$$

Für den Entwurf sind die Grenzkreisfrequenz ω_{C} als Einstellgröße sowie R_{LSC} und L_{LSC} als gegebene Größe verfügbar. Die ausgewählte Grenzkreisfrequenz ω_{C} bestimmt die Zeitkonstante des geschlossenen Regelkreises $T_{\mathrm{PT1}}^{\mathrm{gesch}} = 1/\omega_{\mathrm{C}}$. Bei dieser Auslegung soll die Grenzkreisfrequenz so ausgewählt werden, dass die Zeitkonstante der Strecke $T_{\mathrm{LSC}} = 1/\omega_{\mathrm{C}}$ kompensiert wird. Damit beträgt die geschlossene Regelstrecke:

$$G(s)^{\mathrm{gesch}} = \frac{1}{1 + \frac{s}{\omega_{\mathrm{c}}}} \tag{4.17}$$

Für eine offene Regelstrecke gilt:

$$\begin{aligned} G(s)^{\mathrm{offen}} &= G(s)_{\mathrm{PI}} \cdot G(s)_{\mathrm{PT1}} && (4.18a)\\ &= \frac{K_{\mathrm{P,LSC}} \cdot s + K_{\mathrm{I,LSC}}}{s} \cdot \frac{1}{R_{\mathrm{LSC}} + L_{\mathrm{LSC}} \cdot s} && (4.18b)\\ &= \frac{\omega_{\mathrm{C}}}{s} && (4.18c) \end{aligned}$$

Aus den Gleichungen 4.18b und 4.18c werden die Einstellparameter des PI-Reglers abgeleitet:

$$\begin{aligned} K_{\mathrm{P,LSC}} &= \omega_{\mathrm{C}} L && (4.19a)\\ K_{\mathrm{I,LSC}} &= \omega_{\mathrm{C}} R && (4.19b) \end{aligned}$$

In dieser Arbeit wird diese Methode zum Entwurf der Einstellparameter des LSC-Umrichters ausgewählt.

Kaskadenregelung

In einer Regelkaskade arbeitet der übergeordnete Regler (z. B. Leistungsregler) in Reihe mit dem Hilfsregler (z. B. Stromregler). Durch die zweistufige Regelung wird ein besseres Verhalten (schnellere Ausregelzeit) erzielt. Beim Parameterentwurf werden einerseits der Einfluss des Stromreglers mit einer Kompensation der Zeitkonstante der Teilstrecke, andererseits der Leistungsregler mit verbleibender Zeitkonstante der Strecke berücksichtigt. Die Einstellparameter des Stromreglers werden so abgestimmt, dass die Zeitkonstante des geschlossenen Kreises um den Faktor $k_{\mathrm{T,ICC}}$ kleiner als die Zeitkonstante seiner Strecke wird, s. im Anhang, Tabelle T.1.

4.3.8 Einstellparameter des PI-Reglers des RSC-Umrichters

Die Einstellparameter des RSC-Umrichters basieren auf dem Asynchrongenerator als Regelstrecke. Der Reglerentwurf für den RSC-Umrichter erfolgt durch eine Linearisierung der Regelstrecke. Zur

Vereinfachung wird die Regelstrecke auf die 4. Ordnung reduziert. Somit kann der Parameterentwurf anhand von zwei Variablen, der Grenzkreisfrequenz ω_C und der Dämpfung $D = 3{,}3$ nach Gleichung (4.20) realisiert werden [81], [82].

$$K_{P,RSC} = \omega_C k'_\sigma L'_R \tag{4.20a}$$

$$K_{I,RSC} = \frac{\omega_C^2 k'_\sigma L'_R}{4D^2} \tag{4.20b}$$

$$k'_\sigma = 1 - \frac{L_{h,ASG}^2}{\left(L_S + L_{T,WEA} + L_{Netz}\right) L'_R} \tag{4.20c}$$

Im Vergleich zum Faktor k_σ nach Gleichung (4.13) wird der Faktor k'_σ mit der Berücksichtigung der Netzinduktivität L_{Netz} und der Induktivität des WEA-Transformators $L_{T,WEA}$ ermittelt.

4.3.9 Einstellparameter des Leistungsreglers

Der übergeordnete Leistungsregler, s. Abbildung 4.4, arbeitet mit dem Entwurf aus Kapitel 4.3.8 nach dem Prinzip der Kompensation der größten Zeitkonstante der Gesamtstrecke mit dem geschlossenen Regelkreis des Stromreglers.

Aufgrund eines nichtlinearen Verhaltens eines Leistungsreglers ist der Entwurf der Einstellparameter nicht eindeutig, wie im Fall des Stromreglers. Um einen Einstellwert zu bekommen, kann entweder eine nummerische Optimierung oder eine Ableitung der Einstellparameter anhand bekannter Datensätze erfolgen. In dieser Untersuchung wird die zweite Methode gewählt und die Einstellparameter für WEA Typ 3 und Typ 4 mit dynamischer Netzstützung in Mit- und Gegensystem werden aus der Literatur entnommen. Für die Vektorregelung mit dynamischer Netzstützung im Mitsystem und ohne Netzstützung werden die Einstellparameter entsprechend der Stromanschwingszeit t_{An} beim Kurzschluss angepasst.

Die Einstellparameter basieren auf den Einstellparametern einer generischen 1,5-MVA-Windenergieanlage [14]. Da die in der Arbeit untersuchte WEA die Vektorregelung mit der dynamischen Netzstützung in Mit- und Gegensystem, im Mitsystem und die Vektorregelung ohne Netzstützung berücksichtigt sowie die Leistung der WEA am NAP $S_{r,NAP} = 25\,\text{MVA}$ beträgt, sind die aus der Literatur entnommenen Einstellparameter nicht direkt übertragbar. Bei dem Entwurf der Parameter werden die Einstellparameter des Hauptreglers im Verhältnis zu den Einstellparametern des nachgeschalteten Stromreglers für die generische 1,5-MVA-WEA gesetzt, s. Gleichung (4.21). Daraus ergibt sich ein Verhältnis der Verstärkung k_P und ein Verhältnis der Zeitkonstanten k_T, welche die Einstellparameter des Stromreglers und des Hauptreglers charakterisieren.

$$K_P = k_P K_{P,LSC(RSC)} \tag{4.21a}$$

$$K_I = \frac{K_P}{T_{PI}} = \frac{K_P}{k_T T_{PI,LSC(RSC)}} = \frac{K_P}{k_T \frac{K_{P,LSC(RSC)}}{K_{I,LSC(RSC)}}} = \frac{k_P}{k_T} K_{I,LSC(RSC)} \tag{4.21b}$$

Basierend auf den beschriebenen Entwurfsmethoden können folgende Parameter für den Stromregler ermittelt werden:

- Zeitkonstante des inneren Reglers $T_{\mathrm{PI,LSC(RSC)}} = K_{\mathrm{P,LSC(RSC)}}/K_{\mathrm{I,LSC(RSC)}}$
- Grenzkreisfrequenz $\omega_{\mathrm{C}} = K_{\mathrm{I,LSC(RSC)}}/R_{\mathrm{LSC(RSC)}} = K_{\mathrm{P,LSC(RSC)}}/L_{\mathrm{LSC(RSC)}}$
- Verhältnis der Zeitkonstanten der Leistungs- und Stromregler um $k_{\mathrm{T,ICC}}$

Basierend auf den Daten der generischen 1,5-MVA-WEA werden die Einstellparameter für den Leistungsregler unter Berücksichtigung der Verhältnisse k_{P} und k_{T} gewählt. Anschließend werden die Einstellparameter des Stromreglers mit dem Betragsoptimum der PT1-Strecke entworfen. Die Einstellparameter $K_{\mathrm{P,VSC}}$ und $K_{\mathrm{I,VSC}}$ für LSC- und RSC-Umrichter sind in Tabelle 4.4 aufgelistet.

4.4 Validierung des Modellnetzes

Zunächst wird das Modellnetz in zwei Berechnungen validiert. Der störungsfreie Betrieb wird untersucht. Auf der einen Seite wird ein eingeschwungener fehlerfreier Zustand des Netzes (Abschnitt 4.4.1) für die drei Schaltzustände des 20-kV-Modellnetzes bestimmt. Es wird gezeigt, dass im Vorfehlerzustand keine Spannung im Gegensystem enthalten ist und die Windenergieanlage spannungsstützend im Netz wirkt. Darüber hinaus wird der Unterschied zwischen den Spannungsverhältnissen für zwei Netzvarianten beobachtet. Auf der anderen Seite wird ein transienter Vorgang am Beispiel des Einschaltvorgangs (Abschnitt 4.4.2) qualitativ bewertet. Somit liegt der Fokus auf der stationären Bewertung des Modellnetzes und auf dem transienten Verhalten des Transformators.

Tabelle 4.4: Einstellparameter der Vektorregelung.

Parameter	Äußere Leistungsregelung				Innere Stromregelung			
	$K_{\mathrm{P},\omega(\mathrm{P1})}$	$K_{\mathrm{I},\omega(\mathrm{P1})}$	$K_{\mathrm{P,QR(Q1)}}$	$K_{\mathrm{I,QR(Q1)}}$	$K_{\mathrm{P,VSC,1}}$	$K_{\mathrm{I,VSC,1}}$	$K_{\mathrm{P,VSC,2}}$	$K_{\mathrm{I,VSC,2}}$
Anlagentyp	p.u.	s^{-1}	p.u.	s^{-1}	p.u.	s^{-1}	p.u.	s^{-1}
Vektorregelung in Mit- und Gegensystem								
WEA Typ 3 (LSC)	0,053	6,311	0,0025	0,03	0,506	3,005	1,013	6,01
WEA Typ 3 (RSC)	0,428	9,353	0,077	2,096	2,955	0,645		
WEA Typ 4	0,013	0,751	0,008	0,09	0,253	1,503	0,253	1,503
Vektorregelung im Mitsystem								
WEA Typ 3 (LSC)	0,013	1,503	0,0025	0,3	0,253	3,005		
WEA Typ 3 (RSC)	0,428	9,353	0,077	2,096	2,955	0,645		
WEA Typ 4	0,013	0,751	0,0025	0,15	0,253	1,503		
Vektorregelung ohne dynamische Netzstützung								
WEA Typ 3 (LSC)	0,068	0,801	0,013	0,16	1,35	8,02		
WEA Typ 3 (RSC)	0,428	9,353	0,077	2,096	2,955	0,645		
WEA Typ 4	0,017	0,2	0,003	0,04	0,338	2,01		

4.4.1 Spannungsverhältnisse im störungsfreien Betrieb

Im störungsfreien Betrieb befindet sich das 20-kV-Modellnetz in einem eingeschwungenen Zustand. Im Netz mit niederohmiger Sternpunkterdung werden die Szenarien 1A (Verteilnetz) und 3A (Windparknetz) mit den unterschiedlichen Belastungen ϑ_T untersucht. In Tabelle 4.5 sind die Spannungs- und Stromverhältnisse in symmetrischen Komponenten an der OS- und US-Seite des HS-/MS-Transformators aufgelistet. Für jeden Schaltzustand, welcher die an der MS-Sammelschiene angeschlossene Anlage charakterisiert, werden die in Tabelle 4.5 aufgelisteten Belastungen ϑ_T vorausgesetzt.

In der Untersuchung wird einerseits die statische Spannungsstützung der WEA mit der Spannung $\underline{U}_{NAP} \approx 1\,\text{p.u.}$ unabhängig von der Belastung erwartet. Andererseits wird ein Einfluss des nichtlinearen Transformatormodells auf die Gegensystemströme im symmetrisch aufgebauten Modellnetz und symmetrischer Netzspannung erwartet.

Bei dem leerlaufenden Transformator $\vartheta_T = 0\,\%$ beträgt die Mitsystemspannung $U_{OS,1} = U_n$ unabhängig vom Szenario. Bei steigender Belastung im Schaltzustand S1 (Last) steigt der Spannungsfall entlang der Netzimpedanzen und dadurch sinkt die Mitsystemspannung bis auf $U^{S1}_{OS,1} = 0{,}985\,\text{p.u.}$. Im Schaltzustand S2 und S3 (WEA Typ 3 und 4) wird die Spannung am jeweiligen NAP aktiv mithilfe der statischen Spannungshaltung durch Blindleistungsbereitstellung möglichst auf Netznennspannung $U_n = 1\,\text{p.u.}$ geregelt. Daraus ergibt sich ein geringfügiger Spannungsunterschied an der OS-Sammelschiene, welche zwischen den Szenarien 1A und 3A zu erkennen ist. An der 20-kV-Sammelschiene stellen sich die Spannungen $\underline{U}_{US,012}$ entsprechend des Übersetzungsverhältnisses des HS-/MS-Transformators 115 kV/21 kV ein.

Tabelle 4.5: Ergebnisse im störungsfreien Betrieb für Szenario 1A und 3A.

Szenario	1A (Verteilnetz)							3A (Windparknetz)			
Schaltzustand	S1 (Last)			S2 (Typ 3)		S3 (Typ 4)		S2 (Typ 3)		S3 (Typ 4)	
Belastung ϑ_T	0 %	20 %	70 %	0 %	70 %	0 %	70 %	0 %	70 %	0 %	70 %
$U_{OS,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$U_{OS,1}$ in p.u.	1	0,996	0,985	0,999	0,999	0,999	0,999	1	1	1	1,003
$U_{OS,2}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$I_{OS,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$I_{OS,1}$ in p.u.	0,007	0,215	0,701	0,025	0,689	0,025	0,694	0,01	0,685	0,012	0,679
$I_{OS,2}$ in p.u.	0,003	0,003	0,003	0,004	0,004	0,009	0,009	0,004	0,004	0,009	0,009
$U_{US,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$U_{US,1}$ in p.u.	1,008	0,997	0,966	1,005	0,998	1,005	0,998	1,009	1,002	1,008	1,013
$U_{US,2}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$I_{US,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$I_{US,1}$ in p.u.	0,003	0,207	0,691	0,017	0,69	0,017	0,696	0,011	0,687	0,009	0,682
$I_{US,2}$ in p.u.	0	0	0	0,005	0,005	0,009	0,009	0,005	0,005	0,009	0,009

Der Mitsystemstrom $I_{\mathrm{OS},1}$ ergibt sich entsprechend der geforderten Belastung ϑ_{T} mithilfe der Rückspeisung von WEA bzw. der Lastimpedanz. Darüber hinaus treten die Gegensystemströme $I_{\mathrm{OS},2} < 0{,}01\,\mathrm{p.u.}$ trotz symmetrischen Netzaufbaus auf. Auf der einen Seite werden sie vom nichtlinearen Transformatorverhalten hervorgerufen. Aufgrund der Hysteresekurve, welche Oberschwingungen beinhaltet, s. Abschnitt 3.2.1, wird der von einer Belastung ϑ_{T} unabhängige Gegensystemstrom $I_{\mathrm{US},2}^{\mathrm{S1}}$ zur Magnetisierung des Transformators bezogen. In der Untersuchung ist die Änderung des Gegensystemstromes zwischen OS- und US-Seite mit dem Anteil des Magnetisierungsstromes zu beobachten. Am Beispiel des Schaltzustandes S1 beträgt der Gegensystemstrom $I_{\mathrm{OS},2}^{\mathrm{S1}} = 0{,}003\,\mathrm{p.u.}$ (Anteil des Stromes $\underline{I}_{\mathrm{h,L1L2L3}}$) und wird nicht auf die US-Seite $I_{\mathrm{US},2}^{\mathrm{S1}} = 0$ übertragen. Da zwischen der Last und der MS-Sammelschiene kein WEA-Transformator eingebaut ist, wird kein zusätzlicher Gegensystemstrom im MS-Netz hervorgerufen, s. Abbildung 4.1. Auf der anderen Seite beträgt der Gegensystemstrom von der WEA Typ 3 $I_{\mathrm{US},2}^{\mathrm{S2}} = 0{,}005\,\mathrm{p.u.}$ bzw. von der WEA Typ 4 $I_{\mathrm{US},2}^{\mathrm{S3}} = 0{,}009\,\mathrm{p.u.}$. Der Betrag des Gegensystemstromes ist durch den WEA-Transformator (zwischen dem LSC-Umrichter und NAP, s. Abbildung 4.3a) mit dem nichtlinearen Verhalten und die Vektorregelung des LSC-Umrichters im Gegensystem ($\underline{I}_{\mathrm{LSC},2}^{*} = 0$, s. Abbildung 4.4) zusätzlich beeinflusst.

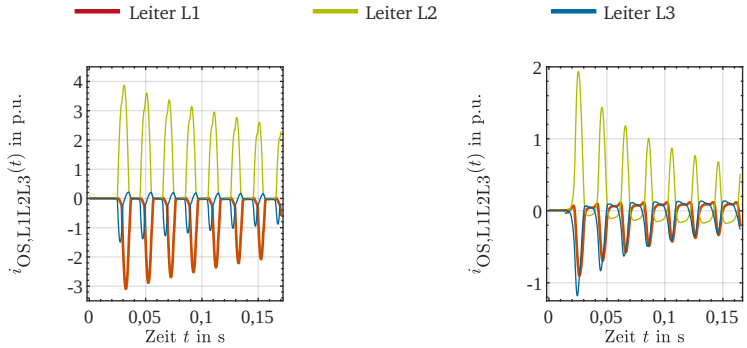
Zusammenfassend verhält sich das Netz in den eingeschwungenen störungsfreien Zuständen wie erwartet. Die statische Spannungsstützung wirkt sich netzstützend auf den Betrag der Spannung $\underline{U}_{\mathrm{OS}}$ aus. Außerdem werden keine Spannungen in Null- und Gegensystem an beiden Transformatorseiten (Spannungssymmetrie) gemessen. Aufgrund der Nichtlinearitäten im Modellnetz sind die Gegensystemströme (Stromunsymmetrie) präsent, damit befindet sich das Netz in Bisymmetrie, s. Abbildung 2.1. In der Berechnung werden geringfügige Unterschiede bei der Spannung $\underline{U}_{\mathrm{OS},1}$ für das Verteilnetz und das Windparknetz gemessen, die auf die elektrische Entfernung der NAP (Spannungsfall entlang des MS-Kabels) zurückzuführen sind.

4.4.2 Einschaltvorgang des HS-/MS-Transformators

Im Folgenden wird der leerlaufende HS-/MS-Transformator ans Netz mit Netznennspannung zugeschaltet. Wie in Kapitel 3 beschrieben, wird der nach Zuschaltung fließende Strom durch die Sättigung des Schenkels infolge der verbliebenen Remanenz bestimmt, s. Abbildung 3.6a. Zur qualitativen Bewertung der Einschaltströme wird der Einschaltvorgang des 12-kVA-Versuchstransformators einbezogen. Der Einschaltvorgang des 12-kVA-Versuchstransformators wird mit dem Fokus auf die Spannungsverläufe im Abschnitt 3.7 bewertet.

Um den Einschaltvorgang des HS-/MS-Transformators nachzubilden, werden zwei Schritte benötigt. Zuerst befindet sich der Transformator in einem eingeschwungenen Zustand am Netz. Er wird schlagartig vom Netz getrennt. Dadurch bleibt eine Remanenz $B_{\mathrm{Remanenz}}^{H=0}$ in den einzelnen Schenkeln. Im zweiten Schritt wird der leerlaufende Transformator auf die Netznennspannung zugeschaltet. Der Zeitpunkt der Zuschaltung beeinflusst den maximalen Einschaltstrom [32]. Bei der Simulation wird der Spannungsnulldurchgang im Leiter L2 gewählt. Im realen Versuch ist zum einen die Auswahl des genauen Zeitpunktes der Zuschaltung ohne zusätzliche Vorrichtung nicht möglich, zum anderen hängt die Remanenz vom Zeitpunkt der Abschaltung des Transformators ab. Damit spielt der Einschaltpunkt und die verbleibende Remanenz in den Schenkeln eine wichtige Rolle.

In Abbildung 4.7a ist der simulierte Einschaltstrom des 31,5-MVA-Transformators mit dem Stoßstrom von $i_{\mathrm{OS,L2}}(0{,}025\,\mathrm{s}) = 3{,}6\,\mathrm{p.u.}$ zu sehen. Wie erwartet klingt der Verlauf exponentiell mit der Zeit ab. Der Einschaltvorgang dauert deutlich länger als 0,16 s und ist erst nach 16 s abgeschlossen, wenn der Strom dem Leerlaufstrom $I_{\ell}^{31{,}5\mathrm{MVA}} = 0{,}7\,\% \cdot I_{\mathrm{r,T}}$ entspricht. Zum qualitativen



(a) HS-/MS-Transformator mit $S_{\mathrm{r,T}} = 31{,}5\,\mathrm{MVA}$, simuliert.

(b) Versuchstransformator mit $S_{\mathrm{r,T}} = 12\,\mathrm{kVA}$, gemessen.

Abbildung 4.7: Einschaltvorgang zweier Transformatoren unterschiedlicher Bemessungsleistung.

Vergleich wird ein gemessener Verlauf des 12-kVA-Versuchstransformators mit einem Stoßstrom von $i_{\mathrm{OS,L2}}(0{,}025\,\mathrm{s}) \approx 2\,\mathrm{p.u.}$ in Abbildung 4.7b dargestellt. Der Einschaltvorgang ist nach $t = 2\,\mathrm{s}$ mit einem Strom von $i_{\mathrm{OS,L2}}(3{,}9\,\mathrm{s}) = 2{,}8\,\% \cdot I_{\mathrm{r,T}} = I_{\ell}^{12\mathrm{kVA}}$ abschlossen. Daraus bestätigt sich, dass die Zeitkonstante des abklingenden Einschaltstromes für Transformatoren kleinerer Bemessungsscheinleistung deutlich kleiner sind [1]. Grund dafür sind die steigenden Kurzschlussverluste (Wirkanteile der Kurzschlussspannungen) und die Eisenverluste des Transformators bei der sinkenden Bemessungsleistung des Transformators. Dabei steigt die Dämpfung des dynamischen Vorgangs.

Nach der qualitativen Bewertung mit dem 12-kVA-Versuchstransformator bildet der modellierte HS-/MS-Transformator den Einschaltvorgang korrekt nach. Dabei ist das eine Voraussetzung für das Modell des 31,5-MVA-Transformators, um die Untersuchung der LU im Übergangszustand durchzuführen zu dürfen.

5 Untersuchungsergebnisse bei einpoliger Leiterunterbrechung

Das topologisch korrekte Modell (TK-Modell) des Dreischenkeltransformators wurde in Kapitel 3.6 analysiert. Sein Verhalten bei einer Spannungsunsymmetrie und bei einpoliger Leiterunterbrechung wurde als realitätsnah bewertet und dadurch als passend für das Vorhaben befunden. Das TK-Modell bietet die Möglichkeit, eine Spannungsunsymmetrie und die dadurch verursachte Impedanzunsymmetrie nachzubilden. Ebenfalls wird der Spannungsaufbau an den Klemmen bei einpoliger Leiterunterbrechung mit diesem Modell realitätsnah für einen Dreischenkeltransformator nachgebildet.

In diesem Kapitel wird das Verhalten des Dreischenkeltransformators bei einpoliger Leiterunterbrechung im Modellnetz untersucht. Anhand der fünf Szenarien des Modellnetzes werden der eingeschwungene Zustand, der Übergangszustand und das dynamische Verhalten der Regelung bewertet. In den Tabellen 4.2 und 4.3 sind die Untersuchungen mit den Szenarien definiert. Die folgenden Kapitel orientieren sich in ihrem Aufbau an dieser Auflistung. Jede Untersuchung wird in drei Abschnitte geteilt: Beobachtungen, Erwartung und Erklärung. Anschließend werden die Schlussfolgerungen mit Hinblick auf die Erkennung der Leiterunterbrechung gezogen.

5.1 Einfluss der Belastung

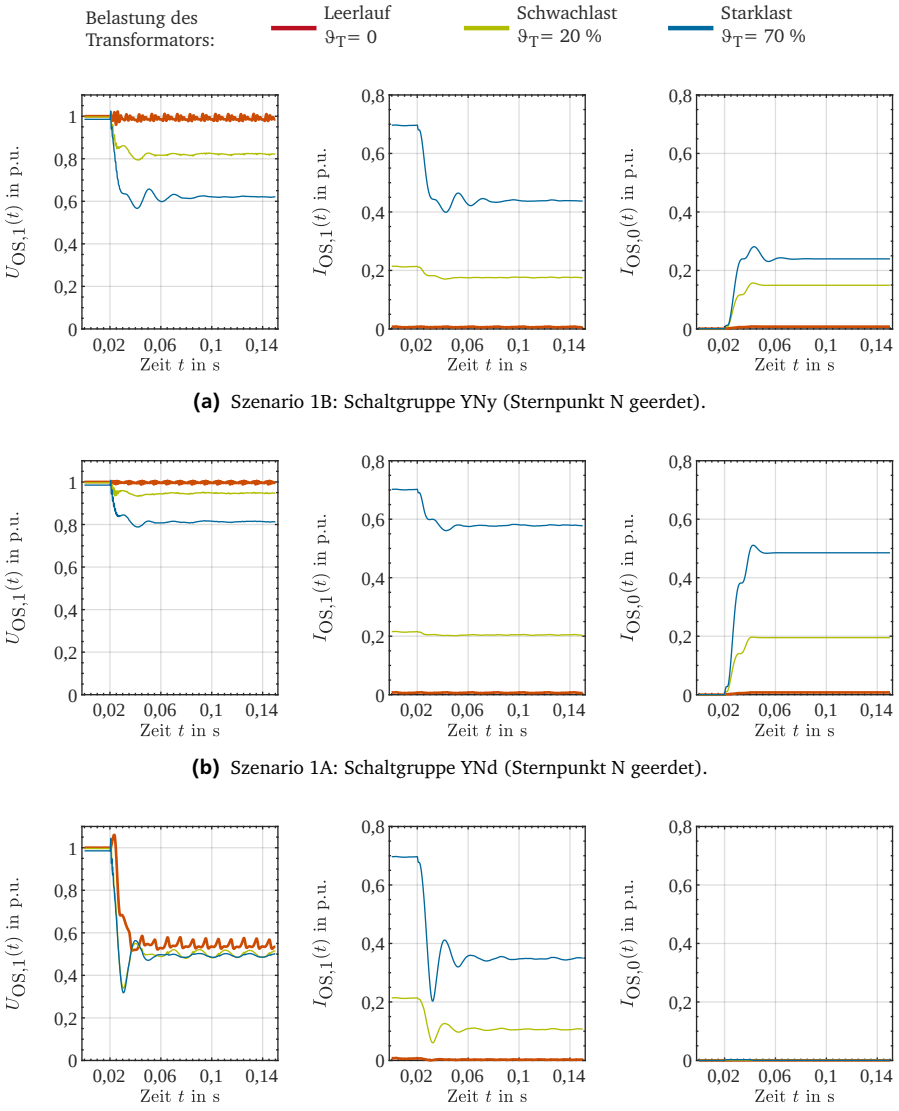
Zuerst wird die Netzvariante 1 (Verteilnetz) im Schaltzustand S1 für drei Belastungen des HS-/MS-Transformators bei einpoliger LU analysiert. Die angegebenen Szenarien unterscheiden sich bezüglich der Sternpunktbehandlung der OS- und US-Seite des HS-/MS-Transformators.

In Abbildung 5.1 sind die Ergebnisse für die drei ausgewählten Schaltgruppen in Abhängigkeit der Belastung ϑ_T dargestellt. Die Ergebnisse werden anhand der Mitsystemspannung $U_{OS,1}$, des Mitsystemstromes $I_{OS,1}$ sowie des Nullsystemstromes $I_{OS,0}$ je Schaltgruppe analysiert. In den Tabellen T.2 und T.4 sind die Ströme und Spannungen im eingeschwungenen Zustand für den Schaltzustand S1 (Last) für $\vartheta_T = 0$ und 70 % aufgelistet. Anhand dieser Tabelle werden genaue Werte abgelesen. Der Fokus der Untersuchung liegt in der Bewertung der OS-seitigen Größen.

Beobachtungen

In Abbildung 5.1a stellt das linke Diagramm den Verlauf der Mitsystemspannung im Szenario 1B dar. Die drei Verläufe repräsentieren drei Belastungszustände des HS-/MS-Transformators als Leerlauf $\vartheta_T = 0$, Schwachlast $\vartheta_T = 20\,\%$ und Starklast $\vartheta_T = 70\,\%$. Ausgehend vom näherungsweise gleichen Vorfehlerzustand (0,015 p.u. Spannungsfall entlang der Betriebsmittel im Netz bei Starklast, s. Tabelle 4.5) verhält sich die Mitsystemspannung unterschiedlich in den drei Belastungszuständen. Die Strangspannung wird im Leiter L1 für $\vartheta_T = 0$ aufgebaut, sodass die Mitsystemspannung $U^{1B}_{OS,1}(1\,s) = 0{,}99$ beträgt. Mit steigender Auslastung sinkt diese Spannung auf $U^{1B}_{OS,1}(1\,s) = 0{,}621$ p.u. für $\vartheta_T = 70\,\%$ bei einpoliger LU und die Schwingungen nehmen zu. In der Starklast wird der eingeschwungene Zustand innerhalb von 100 ms nach dem Eintritt der LU erreicht. Im Vorfehlerzustand fließt ein von der Last abhängiger Strom $I_{OS,1}$, s. mittleres Diagramm der Abbildung 5.1a. Nach Fehlereintritt bleibt der Mitsystemstrom unverändert für einen unbelasteten Transformator. Mit steigender Belastung auf 20 % und 70 % sinkt der Mitsystemstrom auf $I^{1B}_{OS,1}(1\,s) = 0{,}18$ p.u. bzw. 0,438 p.u.. Zeitgleich steigt der Nullsystemstrom von Null auf $I^{1B}_{OS,0}(1\,s) = 0{,}148$ p.u. und 0,239 p.u., welcher im rechten Diagramm zu sehen ist.

Im Vergleich zum Szenario 1B sind die Verläufe im Szenario 1A für die entsprechenden Belastungszustände ähnlich, wobei die Senkung der Mitsystemspannung nicht so stark ausfällt und für Starklast $U^{1A}_{OS,1}(1\,s) = 0{,}813$ p.u. beträgt. Das Verhalten entspricht der Tabelle 2.2. Da die Last als konstante Impedanz nachgebildet ist, ist die Senkung der Mitsystemströme bei einpoliger LU



(a) Szenario 1B: Schaltgruppe YNy (Sternpunkt N geerdet).

(b) Szenario 1A: Schaltgruppe YNd (Sternpunkt N geerdet).

(c) Szenario 5: Schaltgruppe Yyn (Sternpunkt n geerdet).

Abbildung 5.1: Mitsystemspannung und Mit- und Nullsystemstrom in Abhängigkeit der Schaltgruppe und der Transformatorbelastung im Schaltzustand 1 (Last).

kleiner und beträgt für die Starklast $I_{\mathrm{OS},1}^{1\mathrm{A}}(1\,\mathrm{s}) = 0{,}579\,\mathrm{p.u.}$. Im Gegensatz dazu steigen die Nullsystemströme $I_{\mathrm{OS},0}^{1\mathrm{A}}$ über die Nullsystemströme im Szenario 1B auf Strom $I_{\mathrm{OS},0}^{1\mathrm{A}}(1\,\mathrm{s}) = 0{,}48\,\mathrm{p.u.}$ für Starklast.

Im Szenario 5 sinkt die Mitsystemspannung auf $U_{\mathrm{OS},1}^{5\mathrm{A}}(1\,\mathrm{s}) = 0{,}54\,\mathrm{p.u.}$ bei Leerlauf und auf 0,493 p.u. bei Starklast. Infolgedessen sinken die Mitsystemströme proportional zur Spannungssenkung. Die Nullsystemströme betragen Null unabhängig von der Belastung.

Erwartungen

Aus den theoretischen Berechnungen ist anhand der Tabelle 2.2 bekannt, dass ein Spannungsaufbau an der OS-Sammelschiene bei der Belastung $\vartheta_{\mathrm{T}} = 0$ im Netz mit niederohmiger Sternpunkterdung $\mathrm{N_{OS}}$ auftritt. Im Falle des kompensierten Netzes wird die Mitsystemspannung auf 0,5 p.u. abfallen. Aus Tabelle 2.2 ist ebenfalls bekannt, dass die Mitsystemspannung bei dem belasteten Transformator sinkt. Entsprechend wird die Senkung der Mitsystemspannung im Modellnetz bei steigender Belastung im Szenario 1 und näherungsweise konstant auf $U_{\mathrm{OS},1} = 0{,}5\,\mathrm{p.u.}$ im Szenario 5 erwartet.

Im Leerlauf wird keine deutliche Änderung des Mitsystemstromes erwartet, da die Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h},Li}$ angenähert unverändert bleiben. Im Schaltzustand S1 wird die Last als konstante Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{Last}}$ nachgebildet. Aus diesem Grund wird eine Senkung des Mitsystemstromes bei der Senkung der Mitsystemspannung nach $\underline{U}_{\mathrm{US},1}/\underline{I}_{\mathrm{US},1} = \underline{Z}_{\mathrm{Last}}$ erwartet. Aufgrund des kompensierten Netzes im Szenario 5 werden keine Ströme im Nullsystem auftreten.

Erklärung

Als Randbedingung für die Erkennung eines unzulässigen Netzzustands gilt das vom Netzbetreiber erlaubte Spannungsband von $\pm 10\,\% \cdot U_{\mathrm{n}}$[16]. Diese Spannung bezieht sich auf die Mitsystemspannung im Netz. Anhand der durchgeführten Simulationen wird beobachtet, für welche Belastungszustände und Schaltgruppen diese Spannungsgrenze nicht überschritten wird.

Der Verlauf der Mitsystemspannung zeigt, dass die Strangspannung an den Transformatorklemmen nur bei vorhandener Sternpunkterdung aufgebaut wird, was mit der Theorie aus Kapitel 2.4 übereinstimmt. Wie erwartet, ist die aufgebaute Strangspannung im Szenario 1 stark von der Belastung des Transformators abhängig. Aufgrund der angeschlossenen Last und der induzierten Strangspannungen $\underline{U}_{\mathrm{US,L2}}^{\mathrm{W}}$ und $\underline{U}_{\mathrm{US,L3}}^{\mathrm{W}}$ werden die Ströme in Leiter L2 und L3 hervorgerufen. Infolgedessen fließt ein Ausgleichsstrom im Leiter L1, welcher die Spannung über Wicklung L1 aufbaut und zur Spannung $U_{\mathrm{US},1}$ beiträgt. Damit werden die Null- und Gegensystemströme steigen und der Mitsystemstrom reduziert, s. Anhang, Tabelle T.2. Physikalisch führt die LU zur Leistungsübertragung über die zwei nicht von der LU betroffenen Schenkel L2 und L3. Die unsymmetrische Belastung der drei Schenkel führt zum Anstieg des Nullsystemstromes $I_{\mathrm{OS},0}^{1\mathrm{B}}(1\,\mathrm{s}) = 0{,}148\,\mathrm{p.u.}$, welcher einen direkten Einfluss auf die Sternpunktbelastbarkeit hat. Im Betrieb darf sie den maximal zulässigen Wert aufgrund der thermischen Belastung nicht überschreiten. Bei Schwachlast übersteigt der Nullsystemstrom den maximal dauerhaft erlaubten Wert um 4,8 Prozentpunkte, wobei eine kurzzeitige 25 %-ige Belastung des Sternpunktes bis zu 1,5 Stunden im realen Betrieb erlaubt wäre [10]. Der hohe Nullsystemstrom bei einer Belastung entsteht durch eine unsymmetrische Leistungsübertragung über die Schenkel L2 und L3. Damit fließt ein Ausgleichsstrom über Erde und verursacht den Strom $\underline{I}_{\mathrm{OS},0}$. Im Hinblick auf die TK-Ersatzschaltung (Abbildung 3.14) und den vereinfachten Ersatzschaltplan (Abbildung 2.4b) ist die Reaktanz $X_{\mathrm{T,umg}} \approx \underline{Z}_0$ entscheidend für den Strom $\underline{I}_{\mathrm{OS},1} = f(\underline{Z}_1, \underline{Z}_0 || \underline{Z}_2)$, welcher für den Spannungsaufbau im Mitsystem verantwortlich ist. Mit der steigenden Belastung ändert sich die Stromaufteilung zwischen $\underline{I}_{\mathrm{OS},2}^{\mathrm{W}}$ und $\underline{I}_{\mathrm{OS},0}^{\mathrm{W}}$, so dass

ein höherer Strom $\underline{I}_{\mathrm{h},0}$ zu fließen kommt. Dazu wirkt die Kopplung $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20}$ sowie $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10}$ und $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20}$ beim Nullsystemstrom auf die Mit- und Gegensystemspannung aus.

Darüber hinaus wird der Mitsystemstrom im Szenario 1B (Schaltgruppe YNy) stärker begrenzt, wie im Szenario 1A (Schaltgruppe YNd mit kleinere Reaktanz $X_{\mathrm{T,umg}}$ im Vergleich zur Schaltgruppe YNy). Dieser Effekt ist auf die Dreieckschaltung der US-seitigen Wicklung zurückzuführen, welche den höheren Nullsystemstrom $\underline{I}_{\mathrm{OS},0}$ und gleichzeitig die niedrigere Nullsystemspannung $\underline{U}_{\mathrm{OS},0}$ sowie den reduzierten Gegensystemstrom $\underline{I}_{\mathrm{OS},2}$ hervorruft, s. Anhang, Tabelle T.2. Trotz höherem Nullsystemstrom von $I^{\mathrm{1A}}_{\mathrm{OS},0}(1\,\mathrm{s}) = 0{,}483\,\mathrm{p.u.}$ im Szenario 1A wird eine geringere Gegensystemspannung im Vergleich zum Szenario 1B verursacht. Der positive Effekt ist auf den Kreisstrom in der Dreieckwicklung zurückzuführen. Durch den Kreisstrom wird eine symmetrierende Wirkung auf den Kern ausgeübt und ein positiver Einfluss auf die Mitsystemspannung $\underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},1}$ und $\underline{U}_{\mathrm{OS},1}$ erreicht. Das Effekt zeigt sich durch die niedrigere Reaktanz $X_{\mathrm{T,umg}}$ und den um den Faktor $\sqrt{3}$ kleineren Kreisstrom in der Dreieckschaltung für die Schaltgruppe YNd.

Die Schaltgruppe Yyn im Szenario 5 ist OS-seitig isoliert, wobei die Erdschlusskompensationseinrichtung am 110-kV-Netzanschluss vorhanden ist. Dadurch kann sich kein Strom im Sternpunkt des Transformators über Erde schließen. Nach der theoretischen Berechnung für Leerlauf, s. Tabelle 2.2, beträgt die Spannung im Mit-, Gegen- und Nullsystem jeweils 0,5 p.u.. Die ermittelten Werte stimmen mit der Tabelle T.4 nicht überein. Beim Leerlauf sind alle drei Spannungen ungefähr gleich groß $U_{\mathrm{OS},2} < U_{\mathrm{OS},0} < U_{\mathrm{OS},1} = 0{,}542\,\mathrm{p.u.}$ und bei der Belastung $U_{\mathrm{OS},1} \approx U_{\mathrm{OS},2} < U_{\mathrm{OS},0} = 0{,}533\,\mathrm{p.u.}$. In den beiden Belastungszuständen wird eine Nullsystemspannung von $U_{\mathrm{US},0} = 0{,}004\,\mathrm{p.u.}$ induziert, welche auf einen Kreisstrom $\underline{I}_{\mathrm{T,umg}} > 0$ hinweist.

Aus der Theorie, s. Abbildung 2.4b, ist bekannt, dass die Spannung $\underline{U}_{\mathrm{F}}$ entlang der Impedanzen $\underline{Z}_2$ und $\underline{Z}_0$ bei einpoliger LU gleichgroß sein muss. Die Spannungen $\underline{U}_{\mathrm{OS},2}$ und $\underline{U}_{\mathrm{OS},0}$ sind von den jeweiligen Strömen und Impedanzen abhängig. Daraus wird impliziert, dass die Spannungen $U_{\mathrm{OS},012}$ nur dann unterschiedlich sein dürfen, wenn die Impedanzen $\underline{Z}_0 \neq \underline{Z}_1 \neq \underline{Z}_2$ ungleich sind. Im Leerlauf betragen die Ströme $\underline{I}_{\mathrm{OS},0} = 0 \Longleftrightarrow \underline{Z}_{\mathrm{N,OS}} \to \infty$ und $\underline{I}_{\mathrm{OS},1} = \underline{I}_{\mathrm{OS},2} = 0{,}003\,\mathrm{p.u.}$. Bei der Berücksichtigung der Kopplung $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}$, s. Abbildung 3.14 und den Strömen $\underline{I}_{\mathrm{OS},1} = \underline{I}_{\mathrm{h},1}$ und $\underline{I}_{\mathrm{OS},2} = \underline{I}_{\mathrm{h},2} = -\underline{I}_{\mathrm{OS},1}$ werden die zusätzlichen Spannungen $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}\underline{I}_{\mathrm{h},2}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21}\underline{I}_{\mathrm{h},1}$ induziert. Bei der Belastung sind die Spannungen $U_{\mathrm{OS},1} \approx U_{\mathrm{OS},2}$ näherungsweise gleich. Der Strombetrag $I_{\mathrm{h}} = I_{\mathrm{OS}} - I_{\mathrm{US}}$ erreicht einen höheren Wert von $I_{\mathrm{h},1} = 0{,}003\,\mathrm{p.u.}$ und $0{,}004\,\mathrm{p.u.}$ im Gegensystem als im Leerlauf. Bei der Berücksichtigung der Kopplung $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},02}$ mit einem höheren Strombetrag I_{h} wird eine höhere Spannung $U_{\mathrm{OS},0}$ induziert.

Die Mitsystemspannung beinhaltet Harmonische, welche sich besonders beim leerlaufenden Transformator widerspiegeln. Die am stärksten ausgeprägte Schwingung in den drei Szenarien besitzt eine Frequenz von 100 Hz, welche mit einem hysteresebehafteten Transformatorkern verbunden ist (s. Abbildung 3.8) und in der Untersuchung 5.4.2 näher betrachtet wird.

Schlussfolgerungen

Folgende Schlussfolgerungen können aus dieser Untersuchung gezogen werden. Die Verläufe in der Untersuchung stellen qualitativ gesehen ein erwartetes Verhalten dar, welches in der Literatur eine Bestätigung findet [83]. Beim leerlaufenden und schwach belasteten Transformator in Szenario 1 wird die Strangspannung im Leiter L1 aufgebaut, sodass die Mitsystemspannung sich im erlaubten Spannungsband befindet. Mit steigender Belastung sinkt die Mitsystemspannung und steigt der Nullsystemstrom.

Für die passiven Elemente spielt die Aufteilung der Ströme $\underline{I}_{\mathrm{OS},2}$ und $\underline{I}_{\mathrm{OS},0}$ mit der Reaktanz $X_{\mathrm{T,umg}}$ eine entscheidende Rolle, da die Systeme an der Stelle der LU parallel geschaltet werden.

Die Belastung des Transformators beeinflusst den Spannungsfall entlang der Streureaktanzen und damit den resultierenden Kreisstrom $\underline{I}_{\mathrm{T,umg}}$.

Vor dem Hintergrund der Abschaltung einpoliger LU sind die Auslösebedingungen mit einem stark belasteten Transformator in Szenario 1 eindeutig, wenn die Mitsystemspannung oder der Nullsystemstrom die erlaubten Grenzwerte unter- oder überschreiten. Hierbei benötigen diese Auslösekriterien keine weiteren Informationen, um die Anlage vom Netz zu trennen. Die Auslösung findet zwar statt, gibt aber keine Zusatzinformationen über die Ursache als Leiterunterbrechung. Deshalb kann sie im schlimmsten Fall zu falschen Einschätzungen und Netzschaltungen führen. Im Gegensatz kann die Mitsystemspannung innerhalb der zulässigen Grenzen beim leerlaufenden oder schwach belasteten Transformator bleiben. Damit wird die Erkennung anhand eines Spannungskriteriums unmöglich sein.

5.2 Einfluss der Windenergieanlage

In der Untersuchung nach Tabelle 4.3 wird der eingeschwungene Zustand des Netzes mit den angeschlossenen Windenergieanlagen betrachtet. Die detaillierten Ergebnisse mit den Spannungen und Strömen je Spannungsseite sind im Anhang, Tabelle T.2 bis T.4 für die Szenarien 1 und 3, 2 und 4 sowie 5 zu entnehmen. Der Fokus der Untersuchung liegt auf der Belastung $\vartheta_{\mathrm{T}} = 0$ und 70 %. Es soll eine allgemeingültige Erkenntnis in Abhängigkeit der Schaltgruppe, der Belastung und der Sternpunktbehandlung gewonnen werden. Die Ergebnistabellen sind ähnlich wie die Ergebnistabelle für störungsfreien Betrieb aufgebaut, s. Tabelle 4.5.

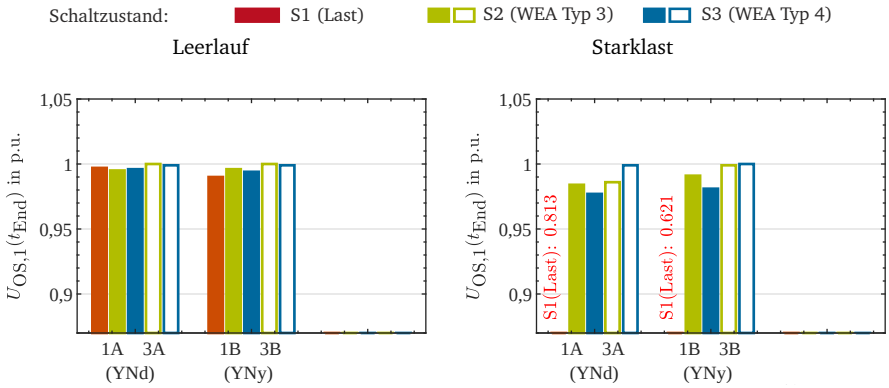
Beobachtungen

Um ein allgemeines Bild zu erhalten, wird zunächst die Spannung $\underline{U}_{\mathrm{OS,1}}$ qualitativ anhand der Tabellen T.2 bis T.4 analysiert. Dafür ist die Mitsystemspannung an der OS-Seite zum Zeitpunkt t_{End} für die Szenarien 1 und 3 (Netz mit niederohmiger SPE) sowie 2, 4 und 5 (kompensiertes Netz) in Abbildung 5.2 dargestellt.

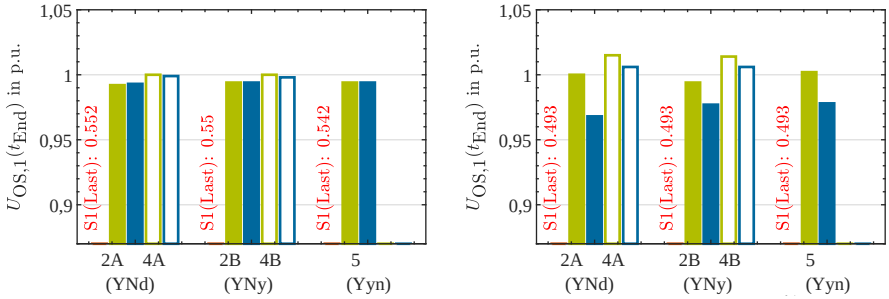
Abbildung 5.2a zeigt die Ergebnisse für ein Netz mit niederohmiger Sternpunkterdung (Szenarien 1 und 3). Das linke Diagramm gilt für Leerlauf und das rechte Diagramm für Starklast. Um eine Schaltgruppe zu analysieren, sind fünf Werte im Balkendiagramm eingetragen, welche jeweils einen Schaltzustand für eine von zwei Netzvarianten repräsentieren. Die ersten drei gefüllten Balken entsprechen den Schaltzuständen S1 bis S3 im Verteilnetz (Szenario 1) und die vierten und fünften Balken den Schaltzuständen S2 und S3 im Windparknetz (Szenario 3). Die Diagramme in Abbildung 5.2b sind identisch aufgebaut.

Anhand des Balkendiagramms kann das allgemeine Transformatorverhalten zuerst bewertet werden. Die niederohmige SPE (Szenario 1 und 3) ermöglicht einen freien Fluss des Nullsystemstromes. Wie bei der vorherigen Untersuchung ermittelt, wird die Mitsystemspannung an den Transformatorklemmen im Schaltzustand S1 (Last) aufgebaut. Die Ergebnisse in diesem Schaltzustand sind als rote Balken dargestellt. Im Schaltzustand S2 (WEA Typ 3, grüne Balken) sind keine großen Unterschiede zur Mitsystemspannung im Schaltzustand S1 beim Leerlauf zu sehen. Erst bei Starklast zeigt sich eine spannungsstützende Wirkung der WEA, im Szenario 1A z. B. beträgt die Spannung $U_{\mathrm{OS,1}}^{\mathrm{S2}} = 0{,}984\,\mathrm{p.u.}$ gegenüber $U_{\mathrm{OS,1}}^{\mathrm{S1}} = 0{,}813\,\mathrm{p.u.}$. Trotz gleicher Belastung $\vartheta_{\mathrm{T}} = 70\,\%$ speist die WEA einen Blindstrom mithilfe der Regelung mit dynamischer Netzstützung ein, welcher die Mitsystemspannung anhebt. Dieses Verhalten wirkt in beiden Szenarien 1 und 3. Bei der Betrachtung des Windparknetzes (Szenario 3) sind geringfügig höhere Mitsystemspannungen sichtbar.

Im Fall des Netzes mit Erdschlusskompensation, s. Abbildung 5.2b, sind vergleichbare Beobachtungen zu erkennen. Im Schaltzustand S1 fällt die Spannung deutlich unter das erlaubte Span-



(a) Szenario 1 (Verteilnetz) und 3 (Windparknetz).



(b) Szenario 2, 5 (Verteilnetz) und 4 (Windparknetz).

Abbildung 5.2: Mitsystemspannung $U_{\mathrm{OS},1}(t_{\mathrm{End}})$ bei einpoliger Leiterunterbrechung in Abhängigkeit der Belastung ϑ_{T} (links: Leerlauf mit $\vartheta_{\mathrm{T}} = 0$; rechts: Starklast mit $\vartheta_{\mathrm{T}} = 70\,\%$).
a) Netz mit niederohmiger Sternpunkterdung
b) Netz mit kompensierter Sternpunkterdung

nungsband ab. Während der Szenarien 2, 4 und 5 wirken die WEA an der MS-Sammelschiene spannungsstützend. Die Mitsystemspannung wird mithilfe der umgesetzten Regelung durch die statische Blindleistungsbereitstellung und durch die dynamische Spannungsstützung von jeder WEA im erlaubten Spannungsband gehalten. Weder der NAP noch der Typ der Anlage spielen eine Rolle, wobei im Szenario 4 geringfügig höhere Mitsystemspannungen zu erkennen sind.

Des Weiteren wird die Gegensystemspannung und die Spannungsunsymmetrie anhand der Ergebnistabellen T.2 bis T.4 bewertet. Durch die zusätzliche Einspeisung des Gegensystemstromes $I_{\mathrm{US},2}^{\mathrm{S2,S3}}$ wird generell eine kleinere Gegensystemspannung $U_{\mathrm{OS},2}^{\mathrm{S2,S3}}$ im Vergleich zu $U_{\mathrm{OS},2}^{\mathrm{S1}}$ erzielt. Dadurch wird auch eine Spannungsunsymmetrie $k_{\mathrm{U2}}^{\mathrm{S2,S3}} < k_{\mathrm{U2}}^{\mathrm{S1}}$ in allen definierten Szenarien sowie der Nullsystemstrom $I_{\mathrm{OS},0}^{\mathrm{S2,S3}} < I_{\mathrm{OS},0}^{\mathrm{S1}}$ erreicht. Im Leerlauf wird die Unsymmetrie bis auf Null reduziert und steigt mit der steigenden Belastung an.

Erwartungen

Die WEA sind mit einer spannungsstützenden Regelung ausgestattet, welche sich im Normalbetrieb durch statische Blindleistungsbereitstellung und im störungsbehafteten Betrieb durch die Blindstromeinspeisung Δi_b auf die Spannungsverhältnisse am NAP auswirken. Deswegen wird eine Erhöhung der Mitsystemspannung im Schaltzustand S2 und S3 bei einer LU erwartet. Gleichzeitig ist mit der Senkung der Spannungsunsymmetrie zu rechnen.

Erklärung

Die Spannungsverhältnisse an der OS-Sammelschiene werden bei angeschlossener WEA im erlaubten Spannungsband von $U_n \pm 0{,}1U_n$ gehalten. Aufgrund der dynamischen Spannungsstützung mit der Priorisierung der Blindstromeinspeisung am NAP im Mitsystem werden die Mitsystemspannungen bei LU angehoben, sodass Netznennspannung erreicht werden kann. Da die Leiterströme die Bemessungsströme nicht überschreiten und kein Unter- oder Überspannungsverhältnis auftritt, erkennt der Netzschutz die LU nicht. Dadurch wirkt die Anlage mit ihrer Blindstromeinspeisung netzstützend. Das Anlagenverhalten im Übergangszustand wird in weiteren Abschnitten detailliert betrachtet.

Es sind keine großen Spannungsunterschiede beim leerlaufenden Transformator und beim Betrieb mit WEA unabhängig von der Sternpunktbehandlung zu erkennen. Die WEA mit der Vektorregelung in Mit- und Gegensystem ist in der Lage die Mitsystemspannung bei einpoliger LU aufzubauen, somit wirkt sie wie eine netzbildende Einheit. Nach VDE-AR-N 4110 [16] ist der WEA-Betrieb unter $0{,}1 \cdot S_{WEA}$ besonders ausgewiesen. In diesem Leistungsbereich darf die Blindleistung den Wert von $0{,}05 \cdot S_{WEA}$ untererregt bis $0{,}02 \cdot S_{WEA}$ übererregt nicht überschreiten. Ein ausgedehnter Betrieb der WEA ist dann möglich, wenn die Erzeugungsanlage mit einer aktiven statischen Kompensationseinrichtung ausgestattet wird. Bei Leerlauf $\vartheta_T = 0$ tritt ein solcher Berechnungsfall mit der Wirkleistungserzeugung unter $0{,}1 \cdot S_{WEA}$ auf. Da die Blindleistungserzeugung innerhalb des nach VDE-AR-N 4110 [16] zulässigen Bereiches liegt, ist der Dauerbetrieb der WEA bei der einpoligen LU zulässig. In den Szenarien S2 und S3 wird ein Blindstrom proportional zur Spannungsabweichung im jeweiligen System $\Delta i_b = 2 \cdot \Delta u$ eingespeist. Bei Belastung $\vartheta_T = 70\,\%$, wenn eine höhere Spannungsunsymmetrie im Netz hervorgerufen wird, wird deshalb ein im Vergleich zum Schaltzustand S1 höherer Blindstrom am Transformator ermittelt.

Aufgrund des kompensierten Netzes an der OS-Seite wird kein Nullsystemstrom im HS-Netz bei der vorhandenen Nullsystemspannung $U_{OS,0}$ fließen. Nach theoretischer Betrachtung, s. Kapitel 2.4 sind das Mit- und Gegensystem im Netz mit $\underline{Z}_0 \rightarrow \infty$ in Reihe verschaltet. Deshalb sind die Beträge der OS-seitigen Ströme im Mit- und Gegensystem im Szenario 2, 4 und 5 gleich groß, s. Anhang, Tabelle T.3 und T.4.

Bei der Betrachtung der Spannungsunsymmetrie k_{U2} wird eine niedrigere Spannungsunsymmetrie bei der Rückspeisung von WEA im Vergleich zum Schaltzustand S1 beobachtet. Der Anstieg wird durch den Aufbau der Mitsystemspannung und durch die geringere Absenkung der Gegensystemspannung erreicht.

Schlussfolgerungen

Beim Betrieb des Netzes mit Windenergieanlagen wird die Mitsystemspannung an der OS-Sammelschiene bei einpoliger LU aufgebaut. Durch die Blindstromeinspeisung Δi_b aus der WEA wird eine symmetrierende Wirkung bei der Spannung bei gleichzeitigem Anstieg des Gegensystemstromes erreicht. Die Erkenntnisse gelten unabhängig von der Belastung und der Schaltgruppe. Die Rückwirkungen der WEA auf die Spannung $\underline{U}_{US,1}$ und $\underline{U}_{US,2}$ sind von der Regelung der WEA abhängig und beeinflussen die Spannungen $\underline{U}_{US,2} = \underline{U}_{US,0}$, welche den Umgebungsstrom

$\underline{I}_{\mathrm{T,umg}}$ mit dem Spannungsaufbau im Leiter L1 bestimmen. Die WEA Typ 3 und Typ 4 wirken wie eine parallel zum Transformator geschaltete Spannungs- und Stromquelle. Im Fall der WEA Typ 4 werden die Ströme $\underline{I}_{\mathrm{US,1}}$ und $\underline{I}_{\mathrm{US,2}}$ durch die Anlage bestimmt.

Aus Sicht der Erkennung der LU sind die beschriebenen Effekte kontraproduktiv. Da die Spannung im erlaubten Spannungsband bleibt und die eingespeisten Ströme keine Stromgrenze verletzen, muss ein anderes Kriterium gefunden werden, das die LU sicher abschaltet. Im Fall des kompensierten Netzes kann die Nullsystemspannung überwacht, im Fall des niederohmig geerdeten Netzes der Nullsystemstrom gemessen werden. Trotzdem bleibt die LU bei leerlaufendem oder schwach belastetem Transformator durch klassische Schutzeinrichtungen schwer zu erkennen.

Zwischen den beiden Netzvarianten — Verteilnetz und Windparknetz – treten geringfügige Unterschiede bei der Spannungsstützung $U_{\mathrm{OS,1}}$ auf. Aus diesem Grund wird im Folgenden nur das Verteilnetz bewertet.

5.3 Einfluss der LU auf die Windenergieanlage

Zuerst wird der Übergangszustand detailliert für den YNd-Transformator mit der Darstellung der wichtigsten Strom- und Spannungsverläufe bewertet (Untersuchung 5.3 in Tabelle 4.3). Dafür werden die Übergangszustände bei der Einspeisung von WEA (Schaltzustand S2 und S3) mit dem Schaltzustand S1 (Last) als Referenz verglichen. Für die Untersuchung wird das Szenario 1A mit der Belastung von $\vartheta_{\mathrm{T}} = 70\,\%$ gewählt. Aufgrund der Starklast werden deutliche Spannungsunsymmetrien im Netz hervorgerufen und die Umrichter der WEA stark beansprucht.

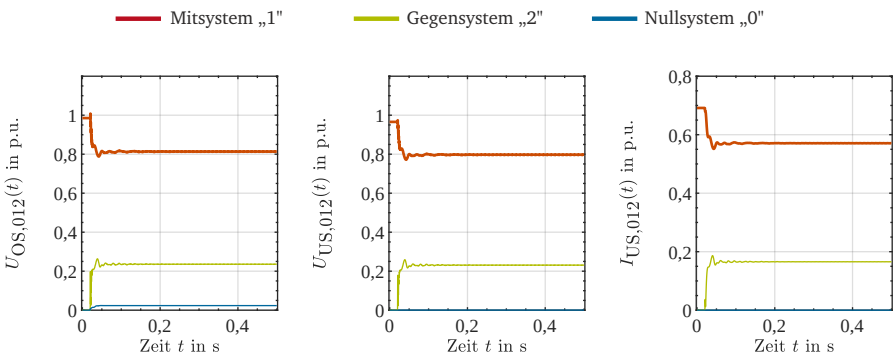
Anschließend werden die Unterschiede in den Szenarien 1B, 2 bis 5 bezogen auf das Szenario 1A anhand der Ergebnistabellen zusammenfassend vorgestellt.

Beobachtungen

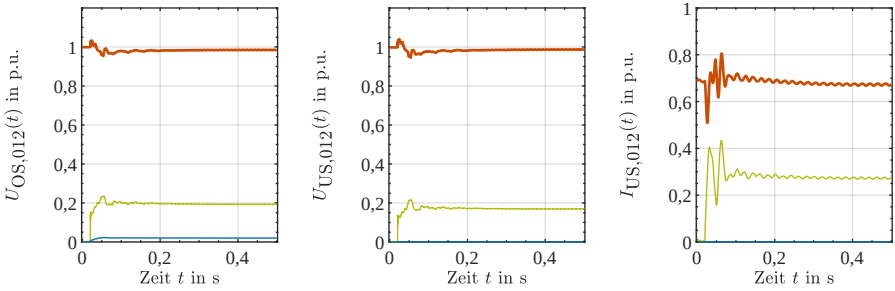
In Abbildung 5.3 sind drei Schaltzustände S1 bis S3 mit jeweils drei Diagrammen dargestellt, welche die Spannungen $U_{\mathrm{OS,012}}(t)$, $U_{\mathrm{US,012}}(t)$ sowie die Ströme $I_{\mathrm{US,012}}(t)$ darstellen. Der Fokus der Untersuchung wird auf das MS-Netz gelegt, damit der Einfluss der WEA auf die Spannungsverhältnisse am Transformator besser beobachtbar wird.

Das klassische Netzverhalten mit einer Lasteinspeisung aus dem vorgelagerten 110-kV-Netz wird in Abschnitt 5.1 detailliert erläutert. In dieser Untersuchung gilt sie als Referenz und ist in Abbildung 5.3a dargestellt. Im Vorfehlerzustand beträgt die Mitsystemspannung $U_{\mathrm{OS,1}} = 1\,\mathrm{p.u.}$ und Spannungen in anderen Systemen sind nicht enthalten. Nach Eintritt der LU sinkt die Mitsystemspannung auf $U^{\mathrm{S1}}_{\mathrm{OS,1}}(t_{\mathrm{End}}) = 0{,}813\,\mathrm{p.u.}$ mit dem minimalen Betrag von $U^{\mathrm{S1}}_{\mathrm{OS,1,min}} = 0{,}788\,\mathrm{p.u.}$ innerhalb eines kurzen Übergangszustandes von 100 ms. Zur selben Zeit steigt die Gegen- und Nullsystemspannung auf $U^{\mathrm{S1}}_{\mathrm{OS,2}} = 0{,}236\,\mathrm{p.u.}$ mit einem maximalen Betrag von $U^{\mathrm{S1}}_{\mathrm{OS,2,max}} = 0{,}263\,\mathrm{p.u.}$ bzw. $U^{\mathrm{S1}}_{\mathrm{OS,0}} = 0{,}034\,\mathrm{p.u.}$ aufgrund der starken Lasteinspeisung, s. Anhang, Tabelle T.5b. An der US-Seite, s. mittleres Diagramm, werden vergleichbare Spannungen in Mit- und Gegensystem beobachtet. Da diese Spannungsseite isoliert betrieben wird, wird keine Nullsystemspannung über den Transformator übertragen. Im rechten Diagramm ist der Anstieg des Gegensystemstroms an der US-Seite des Verteilnetztransformators auf $I^{\mathrm{S1}}_{\mathrm{US,2}} = 0{,}17\,\mathrm{p.u.}$ zu beobachten. Gleichzeitig sinkt der Mitsystemstrom von $I^{\mathrm{S1}}_{\mathrm{US,1}} = 0{,}7\,\mathrm{p.u.}$ auf $0{,}58\,\mathrm{p.u.}$. Im Übergangszustand sind sehr kleine Schwingungen mit starker Dämpfung zu erkennen. Das resultierende Spannungsband beträgt $\Delta U_{\mathrm{OS,1}}(1\,\mathrm{s}) = 0{,}002\,\mathrm{p.u.}$ im Mitsystem und auch im Gegensystem.

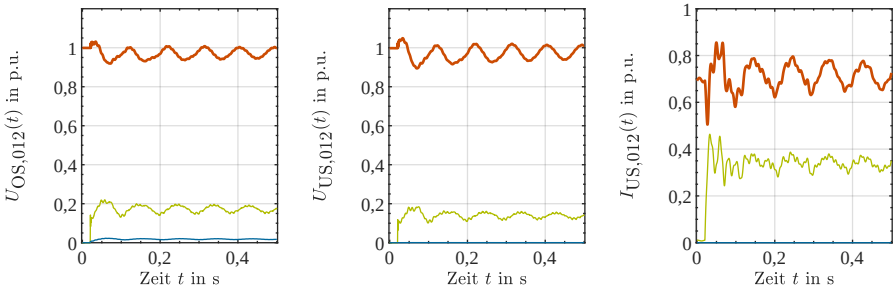
Der Schaltzustand S2 mit der Energieerzeugung von WEA Typ 3 ist in Abbildung 5.3b dargestellt. Im Gegensatz zum Schaltzustand S1 wird die Mitsystemspannung nach Eintritt der Leiterunterbrechung aufgebaut und erreicht einen eingeschwungenen Wert von $U^{\mathrm{S2}}_{\mathrm{OS,1}}(1\,\mathrm{s}) = 0{,}984\,\mathrm{p.u.}$. Durch



(a) Schaltzustand S1 (Last).



(b) Schaltzustand S2 (WEA Typ 3).



(c) Schaltzustand S3 (WEA Typ 4).

Abbildung 5.3: Spannung und Strom bei Starklast $\vartheta_T = 70\,\%$ im Szenario 1A (Schaltgruppe YNd mit niederohmig geerdetem Sternpunkt N) in Abhängigkeit des Schaltzustands.

den Aufbau der Mitsystemspannung wird die Gegensystemspannung nur geringfügig um 0,042 p.u. im Vergleich zu S1 reduziert und erreicht im eingeschwungenen Zustand $U_{\mathrm{OS},2}^{\mathrm{S2}}(t_{\mathrm{End}}) = 0{,}194\,\mathrm{p.u.}$. Im mittleren Diagramm der Abbildung 5.3b sind adäquate Verläufe der Spannungen $U_{\mathrm{US},012}$ wie an der OS-Seite zu erkennen. Eine Änderung zum Schaltzustand S1 tritt im Verlauf der Ströme $I_{\mathrm{US},012}$ auf. Auf der einen Seite beträgt der Mit- und Gegensystemstrom im eingeschwungenen Zustand nach Fehlereintritt $I_{\mathrm{US},1}^{\mathrm{S2}} = 0{,}678\,\mathrm{p.u.}$ bzw. $I_{\mathrm{US},2}^{\mathrm{S2}} = 0{,}275\,\mathrm{p.u.}$. Auf der anderen Seite ist eine starke Schwingung direkt nach Fehlereintritt in beiden Systemen zu sehen. Es wird ein minimaler Mitsystemstrom von $I_{\mathrm{US},1,\mathrm{min}}^{\mathrm{S2}} = 0{,}5\,\mathrm{p.u.}$ und ein maximaler Gegensystemstrom $I_{\mathrm{US},2,\mathrm{max}}^{\mathrm{S2}} = 0{,}45\,\mathrm{p.u.}$ gemessen. Nach dem Übergangszustand, welcher 300 ms dauert, wird ein eingeschwungener Zustand erreicht. In diesem Zustand beeinflusst eine 50-Hz-Schwingung den gemessenen Mit- und Gegensystemstrom.

Des Weiteren werden die entsprechenden Verläufe im Schaltzustand S3 (s. Abbildung 5.3c) analysiert. Im ersten Vergleich zum Schaltzustand S2 ist eine Schwingung der Frequenz 10 Hz in allen dargestellten Größen zu erkennen. Mit dem Zeitverlauf sinkt der Pegel dieser Schwingung, so dass die verbleibende Mitsystemspannung nach 1 s ein Spannungsband von $\Delta U_{\mathrm{OS},1}(1\,\mathrm{s}) = 0{,}049$ hat, s. Anhang, Tabelle T.5.

Bei Vergleich des Spannungsbandes $\Delta U_{\mathrm{OS},012}$ aus den Tabellen T.5 bis T.7 hängt der Pegel der Schwingung von der Belastung ϑ_{T} ab. Bei Leerlauf und Starklast wird ein Zusammenhang $\Delta U_{\mathrm{OS},012}^{\mathrm{S1}} > \Delta U_{\mathrm{OS},012}^{\mathrm{S2}} \approx \Delta U_{\mathrm{OS},012}^{\mathrm{S3}}$ bzw. $\Delta U_{\mathrm{OS},012}^{\mathrm{S1}} < \Delta U_{\mathrm{OS},012}^{\mathrm{S2}} < \Delta U_{\mathrm{OS},012}^{\mathrm{S3}}$ beobachtet.

Erwartungen

Aufgrund der zwei unterschiedlichen Typen der WEA, welche unterschiedliche Funktionsweisen aus Netzsicht darstellen, wird ein starker Unterschied im Übergangszustand erwartet. Im Fall der WEA Typ 3 wird ein vom ASG abhängiges Verhalten im ersten Zeitraum nach dem Eintritt der LU erwartet. Das Verhalten der WEA Typ 4 ist von der implementierten Regelung abhängig. Dadurch ist das Verhalten im Übergangszustand ohne zusätzliche Analyse der Regelung in Mit- und Gegensystem nicht möglich. Das Verhalten beider WEA ist durch ein Kabel zwischen den US- und MS-Sammelschienen deutlich ausgeprägter als in einem vermaschten MS-Netz.

Die Erkenntnisse im eingeschwungenen Zustand sind aus den vorherigen Untersuchungen bekannt. Im Übergangszustand wird einerseits eine abklingende Schwingung nach dem Eintritt der LU erwartet. Andererseits treten Schwingungen der Frequenzen 10 Hz und 50 Hz in der Mitsystemspannung auf, welche in den Untersuchungen 5.4.1 und 5.4.2 erklärt werden.

Erklärung

Das Verhalten der WEA Typ 3 ist sowohl durch das Verhalten des Asynchrongenerators als auch des LSC-Umrichters geprägt. Der ASG besitzt die T-Ersatzschaltung, die der T-Ersatzschaltung eines Transformators ähnelt. Im Gegensatz zur Ersatzschaltung des Transformators unterscheidet sich eine T-Ersatzschaltung des Asynchrongenerators in Mit- und Gegensystem um den rotorabhängigen Schlupf, s. Abschnitt 4.3.2. Damit existiert immer eine Maschinenimpedanz in den beiden Systemen, welche einen schlupfabhängigen Stromfluss bei vorhandener Spannung ermöglicht. Die Impedanz des LSC-Umrichters in Mit- und Gegensystem wird durch die stromeinprägende Regelung in den jeweiligen Systemen beeinflussbar. Durch die Überlagerung der Verhalten und die Berücksichtigung der Bemessungsleistungen vom Asynchrongenerator und vom Umrichter (typisches Verhältnis 2:1) wird die WEA Typ 3 als Spannungsquelle betrachtet.

In den ersten 100 ms der Übergangsphase des Schaltzustands S2 sind wie erwartet höhere Leiterströme als im Vorfehlerzustand zu erkennen, die durch das Maschinenverhalten mit Rückspeisung der Gegensystemströme (proportional zum Anlaufstrom des ASG) verursacht sind. 100 ms nach

Eintritt der LU wird das Verhalten durch die beiden LSC- und RSC-Umrichter mit einem näherungsweise konstanten Gegensystemstrom $I_{\mathrm{US},2} = 0{,}28\,\mathrm{p.u.}$ dominiert. Der Stromverlauf $I_{\mathrm{US},012}$ nimmt keinen konstanten Wert im eingeschwungenen Zustand an und enthält Schwingungen der Frequenzen von 10 Hz und 50 Hz, die in der folgenden Untersuchung näher erklärt werden. Im Gegensatz dazu treten keine Schwingungen im Spannungsverlauf nach 250 ms auf.

Das Verhalten der WEA Typ 4 ist nur durch den LSC-Umrichter mit voller Bemessungsleistung der WEA bestimmt. Außerdem ist die Vektorregelung auf die Regelung des Stromes $\underline{I}_{\mathrm{LSC,L1L2L3}}$ ausgelegt, s. Abbildung 4.4. Deshalb wird die WEA Typ 4 als spannungsgesteuerte Stromquelle im Netz betrachtet, dessen Verhalten vom Stromregler und bei einpoliger LU von der spannungsabhängigen Belastung bestimmt wird. Der eingespeiste Strom teilt sich in den drei Systemen nach den Impedanzverhältnissen auf.

Im Schaltzustand S3 bestimmt der Stromregler einerseits das dynamische Verhalten der Anlagen, anderseits wirkt die dynamische Netzstützung mithilfe der Blindstromeinspeisung $\Delta i_{\mathrm{b},1}$ und $\Delta i_{\mathrm{b},2}$ direkt auf den Referenzwert des Blindstromes $I^*_{\mathrm{q},1}$ bzw. $I^*_{\mathrm{q},2}$. Damit werden entsprechende reglerabhängige Impedanzen des LSC-Umrichters in Mit- und Gegensystem gebildet. Im eingeschwungenen Zustand schwingt die Mitsystemspannung um den Wert $U^{\mathrm{S3}}_{\mathrm{OS},1}(1\,\mathrm{s}) = 0{,}977\,\mathrm{p.u.}$ mit dem Spannungsband von $\Delta U_{\mathrm{OS},1}(1\,\mathrm{s}) = 0{,}049\,\mathrm{p.u.}$, s. Anhang, Tabelle T.5. Die 10-Hz-Schwingung verursacht ein deutlich größeres Spannungsband als im Schaltzustand 2.

Darüber hinaus treffen zwei Effekte zusammen, die das Verhalten beider Windenergieanlagen indirekt beeinflussen. Entsprechend Abbildung 4.1 ist die US- und MS-Sammelschiene über ein Stichkabel mit dem HS-/MS-Transformator verbunden. Im Schaltzustand S2 wirkt die WEA als Spannungsquelle. Durch die Änderung der Spannung in Mit- und Gegensystem wird sich ein entsprechender Magnetisierungsstrom einstellen, welcher die Leiterströme der ASG und des HS-/MS-Transformators beeinflusst. Da die beiden Betriebsmittel Impedanzen in Mit- und Gegensystem besitzen, ist der Verlauf des Stromes und der Spannung gedämpfter als im Schaltzustand S3. Im Gegensatz dazu werden Leiterströme in dem HS-/MS-Transformator im Schaltzustand S3 eingeprägt. Der Transformator wird als Streu- und Hauptinduktivität im Netz repräsentiert, entlang welcher der Spannungsfall proportional zu $L\frac{\mathrm{di}}{\mathrm{dt}}$ ist. Deshalb wirkt der LSC-Umrichter der WEA Typ 4 direkt auf das dynamische Verhalten des HS-/MS-Transformators mit stromeinprägendem Verhalten. Zusätzlich wird die Impedanz des LSC-Umrichters der WEA Typ 4 abhängig vom Strom- $\underline{I}_{\mathrm{LSC,L1L2L3}}$ und Spannungsverhältnis $\underline{U}_{\mathrm{WEA,L1L2L3}}$ sowie von der umgesetzten Vektorregelung gebildet und trägt damit zu dem ausgeprägten Verhalten im Übergangszustand bei.

Der zweite Effekt ist auf die Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10} \ll \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}$ des HS-/MS-Transformators zurückzuführen, s. Abbildung 3.14. Durch die Kopplungen wird die Schwingung im Mitsystem auf das Gegen- und Nullsystem und umgekehrt übertragen. Aus der Untersuchung der Impedanzmatrix des Transformators ist bekannt, dass das Mit- und Gegensystem stärker als das Mit- und Nullsystem gekoppelt sind, s. Abbildung 3.20. Exemplarisch bedeutet es, dass eine Spannungsschwingung im Mitsystem gedämpfter im Nullsystem als im Gegensystem übertragen wird. Deswegen tritt die 10-Hz-Schwingung im Schaltzustand S3 mit deutlich geringeren Pegel im Nullsystem als Gegensystem auf.

Schlussfolgerungen

Der Einfluss der Windenergieanlagen auf die Spannungsverhältnisse an den Transformatorklemmen ist sehr groß. Mithilfe der dynamischen Netzstützung wird die Mitsystemspannung $U_{\mathrm{OS},1}$ aufgebaut, wobei eine starke regelungsabhängige Schwingung der WEA Typ 4 beobachtet wird. Die Gegensystemspannung wird mithilfe der Netzstützung der WEA nicht vollständig kompensiert, damit bleibt das Netz in einer Unsymmetrie. Die Spannungsunsymmetrie wird durch den Anstieg

der Mitsystemspannung und die geringfügige Absenkung der Gegensystemspannung positiv in der Richtung eines symmetrischen Systems beeinflusst.

Für die Erkennung der LU bedeutet dies, dass die höheren Ströme und Spannungen im Gegensystem auf eine Unterbrechung oder auf ein anderes Ereignis im Netz deuten können. Es lässt sich kein eindeutiger Hinweis anhand der symmetrischen Komponenten auf die Leiterunterbrechung ableiten. Im Vergleich zum Schaltzustand S1 (Last) sind die Spannungen $U_{\mathrm{OS,012}}$ in den Schaltzuständen S2 und S3 weniger von der Belastung abhängig. Dadurch wird die wirksame Erkennung der einpoligen LU z. B. anhand der Spannungskriterien in symmetrischen Komponenten zusätzlich erschwert.

5.4 Einfluss der Regelung des VSC-Umrichters

Mit Hilfe der Definition in Abbildung 4.2 werden für die untersuchten Szenarien die Merkmale des transienten Vorgangs bestimmt. Dazu gehören die Spannungen $U_{\mathrm{OS,012}}(t_{\mathrm{End}})$ zum Zeitpunkt $t_{\mathrm{End}} = 1\,\mathrm{s}$, die maximalen $U_{\mathrm{OS,012,max}}$ und minimalen Spannungen $U_{\mathrm{OS,012,min}}$ in der Übergangszeit sowie das Spannungsband $\Delta U_{\mathrm{OS,012}}(t_{\mathrm{End}})$ innerhalb von Δt_{End}. Im Anhang, Tabellen T.5 bis T.7 sind die Ergebnisse für die Spannungsverläufe in tabellarischer Form zusammengefasst.

Es werden drei Untersuchungen im Szenario 1A durchgeführt. Zuerst werden die drei möglichen Schaltzustände miteinander verglichen und die Rückschlüsse auf das Verhalten der zwei Windenergieanlagentypen bei einer einpoligen LU bewertet. In der zweiten Untersuchung wird der Einfluss der Wirkleistungserzeugung von WEA auf den Spannungsverlauf im Übergangszustand analysiert. Bei der dritten Untersuchung wird erläutert, welchen Einfluss der Sternpunktbehandlung auf den Übergangszustand ausweist.

5.4.1 Dynamisches Verhalten bei der Wirkleistungserzeugung

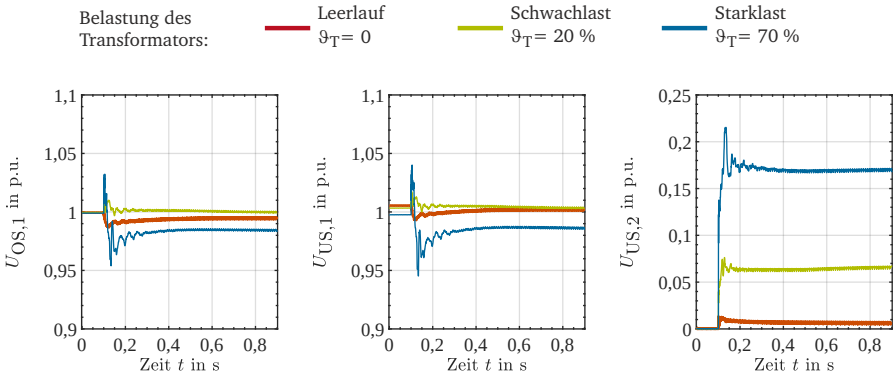
In der Untersuchung werden die Spannungs- und Stromverläufe in Abhängigkeit der Belastung im Szenario 1A detailliert betrachtet.

Beobachtungen

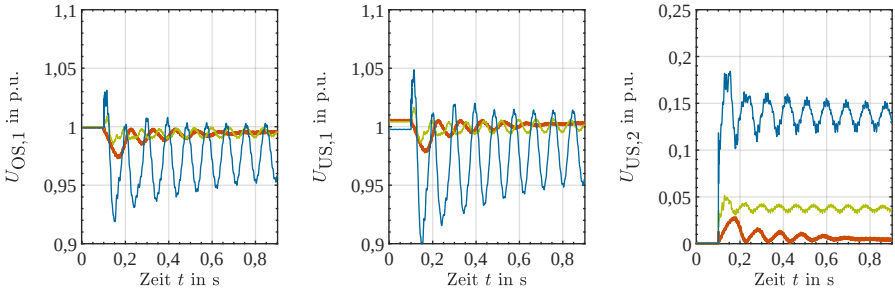
Um die Auswirkung der Wirkleistungseinspeisung und ihren Einfluss auf die Spannungsverhältnisse zu untersuchen, werden drei Belastungszustände — Leerlauf, Schwachlast und Starklast – analysiert. In Abbildung 5.4 sind die Spannungen für die zwei Schaltzustände S2 und S3 und die Ströme $I_{\mathrm{OS,012}}$ im Anhang, Abbildung A.5 dargestellt. Jeweils werden im linken Diagramm die OS-seitigen Spannungen $U_{\mathrm{OS,1}}$, und im mittleren und rechten Diagramm die Spannungen $U_{\mathrm{US,1}}$ und $U_{\mathrm{US,2}}$ dargestellt.

Die Verläufe bei Starklast werden innerhalb der Untersuchung 5.3 bewertet und dienen als Referenz. Im Vergleich zur Starklast steigt die Spannung auf $U^{\mathrm{S2}}_{\mathrm{OS,1}}(t_{\mathrm{End}}) = 0{,}994\,\mathrm{p.u.}$ und $U^{\mathrm{S2}}_{\mathrm{OS,1}}(t_{\mathrm{End}}) = 1\,\mathrm{p.u.}$ innerhalb von 200 ms bei Leerlauf bzw. Schwachlast des Schaltzustandes S2. Es ist interessant, dass die Mitsystemspannung bei Schwachlast höher als im Leerlauf ist und damit nicht den Erwartungen entspricht. An der US-Seite werden ähnliche Verläufe wie an der OS-Sammelschiene beobachtet, wobei eine tiefere minimale Spannung von $U_{\mathrm{US,1,min}} = 0{,}949\,\mathrm{p.u.}$ im Übergangszustand erreicht wird. Wie aus den vorherigen Untersuchungen bekannt ist, steigt die Gegensystemspannung $U_{\mathrm{US,2}}(t_{\mathrm{End}})$ an, während ein Maximalwert von $U_{\mathrm{US,2,max}} = 0{,}215\,\mathrm{p.u.}$ im Übergangszustand bei Starklast erreicht wird und mit der sinkenden Belastung ϑ_{T} sinkt.

In Abbildung 5.4b sind die Spannungsverläufe für den Schaltzustand S3 dargestellt. Wie in Abschnitt 5.3 tritt eine in der vorherigen Untersuchung beschriebene Schwingung von 10 Hz auf,



(a) Schaltzustand S2 (WEA Typ 3).



(b) Schaltzustand S3 (WEA Typ 4).

Abbildung 5.4: Einfluss der Transformatorbelastung von WEA a) Typ 3 und b) Typ 4 auf die Spannung im Szenario 1A.

deren Amplitude stark in Abhängigkeit der Belastung ϑ_T variiert. Im Leerlauf wird ein schwingungsfreier Zustand $\Delta U_{012} < 0{,}002\,\text{p.u.}$ nach 600 ms erreicht. Bei Schwachlast wird die Gegensystemspannung von 0,04 p.u. im Netz wirksam und eine schwach gedämpfte 10-Hz-Schwingung ist nach 1 s vorhanden, s. Tabelle T.5. Bei Starklast nimmt die 10-Hz-Schwingung zu und damit sinkt die Mitsystemspannung auf $U_{OS,1}(t_{End}) = 0{,}977\,\text{p.u.}$.

In Anhang, Abbildung A.5 sind die entsprechenden Stromverläufe dargestellt. Auf der einen Seite entspricht der Gegensystemstrom dem aus der Spannungsabweichung resultierenden Referenzstrom $\Delta i_{b,2}$. Auf der anderen Seite sind die Schwingungen mit den gleichen Frequenzen von 10 Hz und 50 Hz zu erkennen.

Erwartungen

Es werden Schwingungen der Mitsystemspannung mit den gleichen Frequenzen wie in Untersuchung 5.3 erwartet, wobei der Pegel der Schwingungen eine Abhängigkeit von der dynamischen

Netzstützung der WEA Δi_b aufweist. Anhand der derzeitigen Erkenntnisse hängt die Blindstromeinspeisung von der Spannungsunsymmetrie ab, die durch die Belastung des Transformators ϑ_T und die Wirkleistungserzeugung der WEA festgelegt werden. Daraus werden stärker gedämpfte Verläufe der Mitsystemspannung bei geringerer Belastung ϑ_T (niedrigere Spannungsunsymmetrie an der MS-Sammelschiene) erwartet.

Erklärung

Für beide Windenergieanlagentypen ist das allgemeine Verhalten bei einpoliger LU vergleichbar. Die Mitsystemspannung wird in der Übergangszeit aufgebaut und im eingeschwungenen Zustand innerhalb des erlaubten Spannungsbandes gehalten. Demgegenüber ist die steigende Gegensystemspannung von der steigenden Belastung des HS-/MS-Transformators und vom Typ der WEA abhängig.

In der Regelung des LSC-Umrichters der WEA Typ 4 wird realisiert, dass die Mitsystemspannung einerseits eine höhere Priorität als die Gegensystemspannung hat. Andererseits ist ein Tiefpassfilter von $f = 10\,\text{Hz}$ und ein Totband von 0,025 p.u. in der dynamischen Netzstützung vorgesehen, s. Abbildung 4.5b. Die Auswirkungen der beiden Elemente sind in dieser Untersuchung erkennbar. Zudem speist der LSC-Umrichter einen zur Spannungsabweichung proportionalen Blindstrom Δi_b mit dem Faktor $k_b = 2$, wie erwartet, ein.

Aufgrund der Vektorregelung mit der dynamischen Netzstützung und mit dem vorgeschalteten Tiefpassfilter wird eine Schwingung der Mitsystemspannung verursacht und ist besonders im Schaltzustand S3 sichtbar. In dem Fall wird die Blindstromeinspeisung durch die Regelung bereitgestellt. Damit bestimmt die umgesetzte Vektorregelung das Spannungsverhalten an der MS-Sammelschiene. Der Einfluss der Tiefpassfilter ist in der Schwingung des Mit- und Gegensystemstromes von 10 Hz und damit induzierter Strangspannung an den Transformatorklemmen zu erkennen, s. Anhang, Abbildung A.5. Mit zunehmender Belastung wird der eingeprägte Blindstrom Δi_b größer und damit der Pegel der Schwingungen (stärkere Kopplung $\underline{Z}_{M,21}\underline{I}_{h,1}$ und Fluss eines Stromteiles $\underline{I}_{h,1}$ über das Gegensystem). Im Schaltzustand S2 (WEA Typ 3) überlagert sich der Strom aus dem physikalisch bedingten Verhalten des Asynchrongenerators und dem geregelten Verhalten des LSC-Umrichters. Wie in der Erklärung der Untersuchung 5.3 erwähnt, besitzt die WEA Typ 3 immer eine Impedanz in Mit- und Gegensystem. Daraus resultiert, dass bei vorhandener Spannung im Mit- und Gegensystem bzw. bei einem Ausgleichsstrom über das Gegensystem ein Stromfluss in den beiden Systemen sowohl in der WEA als auch im Transformator möglich ist. Daraus resultiert eine stärker gedämpfte Schwingung der Mit- und Gegensystemspannung im Vergleich zum Schaltzustand S3.

Die Auswirkungen des Totbandes von 0,025 p.u. sind im Schaltzustand S2 für die Spannung $U_{OS,1}$ und $U_{US,1}$ gut zu beobachten, s. Abbildung 5.4a. Während des Leerlaufs (rote Linie) tritt eine Spannungsabsenkung direkt nach dem Fehlereintritt mit der Mitsystemspannung von $U_{OS,1}(1\,\text{s}) = 0{,}995\,\text{p.u.}$ auf. Dagegen ist eine geringfügige Spannungsanhebung (grüne Linie) $U_{OS,1}(1\,\text{s}) = 1\,\text{p.u.}$ bei Schwachlast zu erkennen. Das Verhalten resultiert aus der auftretenden Spannungsunsymmetrie und dem ausgewählten Totband der dynamischen Netzstützung. Bei Schwachlast reagiert der LSC-Umrichter auf eine höhere Spannungsabweichung von $\Delta u_b > 0{,}025\,\text{p.u.}$ direkt auf den neuen Werten der Mit- und Gegensystemspannungen. Damit wird der zur Spannungsunsymmetrie adäquate Blindstrom Δi_b eingespeist. Dagegen unterschreitet die Mitsystemspannung die Schwelle im Leerlauf nicht. Infolgedessen bleibt die dynamische Netzstützung nach Eintritt der einpoligen LU inaktiv und eine niedrigere Spannung $U_{OS,1}$ wird erreicht.

Schlussfolgerungen

Auf der einen Seite wird die Mitsystemspannung unabhängig von der Belastung ϑ_T aufgebaut, auf der anderen Seite wird die Gegensystemspannung nicht komplett kompensiert und ist von der Belastung abhängig. Der Verlauf der Spannung ist stark von der umgesetzten Vektorregelung abhängig und spielt für die WEA Typ 4 eine entscheidende Rolle.

Die Untersuchung bringt keine großen Erkenntnisse bzgl. der Erkennung der LU im Vergleich zur Untersuchung 5.3. Es werden zwei vereinfachte Vektorregelungen im Abschnitt 5.4.3 untersucht und ihr Einfluss auf die Erkennung der LU und der Spannungsaufbau analysiert.

5.4.2 Dynamisches Verhalten in Abhängigkeit der Sternpunktbehandlung

Bei der nächsten Untersuchung wird der Einfluss der Sternpunktbehandlung auf die Spannungsverhältnisse in drei Schaltzuständen bei der Belastung $\vartheta_T = 70\,\%$ miteinander verglichen. In Abbildung 5.5 folgen von links die drei Diagramme für die Spannung in Mit-, Gegen- und Nullsystem mit jeweils drei Verläufen, welche jeweils einen Schaltzustand repräsentieren. Die Verläufe aus dem Szenario 1A werden bereits in vorherigen Abschnitten beschrieben und gelten als Referenz für die Analyse der weiteren Szenarien.

Beobachtungen

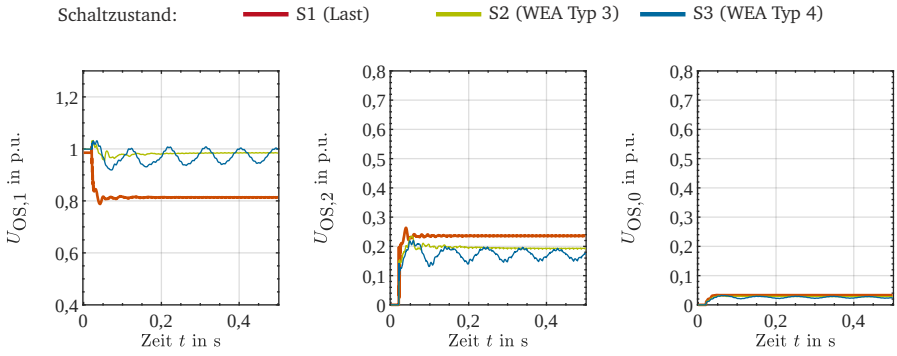
In Szenario 2A sind die Ergebnisse für das Modellnetz mit Erdschlusskompensation dargestellt. Im Schaltzustand S1 erreicht die Mit- und Gegensystemspannung zum Zeitpunkt 1 s einen Wert von 0,5 p.u. im eingeschwungenen Zustand mit einem Spannungsanteil der 50-Hz-Schwingung. Im Übergangszustand ist besonders die Nullsystemspannung interessant, welche nach Eintritt der LU auf einen Maximalwert von 0,375 p.u. steigt und dann exponentiell auf 0,01 p.u. sinkt, s. Anhang, Tabelle T.6. Bei angeschlossener Windenergieanlage wird die Mitsystemspannung an der OS-Sammelschiene aufgebaut, wobei im Schaltzustand S3 eine relativ starke 10-Hz-Schwingung und im Schaltzustand S2 eine 100-Hz-Schwingung zu erkennen sind. Das Spannungsband beträgt $\Delta U^{S2}_{OS,1}(t_{End}) = 0{,}052\,\text{p.u.}$ und $\Delta U^{S3}_{OS,1}(t_{End}) = 0{,}285\,\text{p.u.}$ im Schaltzustand S2 bzw. S3. Der Verlauf der Nullsystemspannung ist für den Schaltzustand S2 angenähert wie im Lastzustand, wobei ein kleiner Spitzenwert von 0,284 p.u. und ein eingeschwungener Wert von 0,059 p.u. erreicht wird, s. Tabelle T.6b. Bei der Einspeisung von WEA Typ 4 ist der Verlauf sehr unregelmäßig im Vergleich zu den anderen Verläufen und sowohl von der Nichtlinearität des Transformators als auch von der stromeinprägenden Vektorregelung abhängig.

Im Szenario 5 werden die in der Mit- und Gegensystemspannung ähnlichen Verläufe wie im Szenario 2A beobachtet. Der große Unterschied tritt im Verlauf der Nullsystemspannung auf. In dem Szenario erreichen die Nullsystemspannungen je Schaltzustand deutlich höhere Werte als in den vorherigen Szenarien 1A und 2A. Zudem klingen sie mit der Zeit nicht unter 0,1 p.u. ab. Im Schaltzustand S1 und S2 werden die maximalen Spannungen $U^{S1}_{OS,0,max} = 0{,}573\,\text{p.u.}$ bzw. 0,663 p.u. erreicht. Im Schaltzustand S3 beträgt die maximale Spannung $U^{S3}_{OS,0,max} = 0{,}602\,\text{p.u.}$ und beinhaltet eine starke Schwingung mit der Spannungsdifferenz von $\Delta U_{OS,0}(t_{End}) = 0{,}399\,\text{p.u.}$.

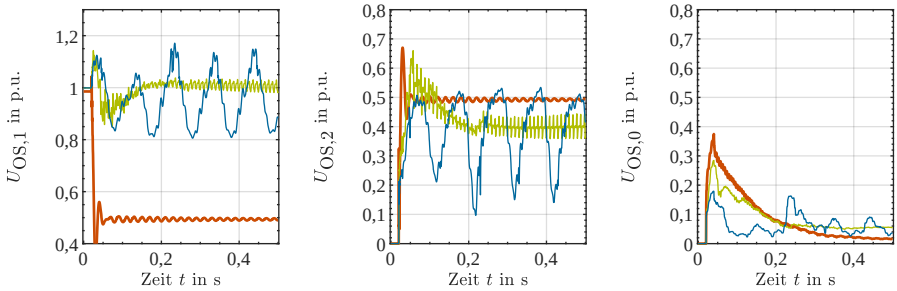
Erwartungen

Bei kompensiertem Sternpunkt wird eine Nullsystemspannung von 0,5 p.u. nach Tabelle 2.2 erwartet. Aufgrund der unterschiedlichen Anbindung der Erdschlussspulen in den Szenarien 2 und 5 wird auch ein unterschiedliches transientes Verhalten im Nullsystem erwartet.

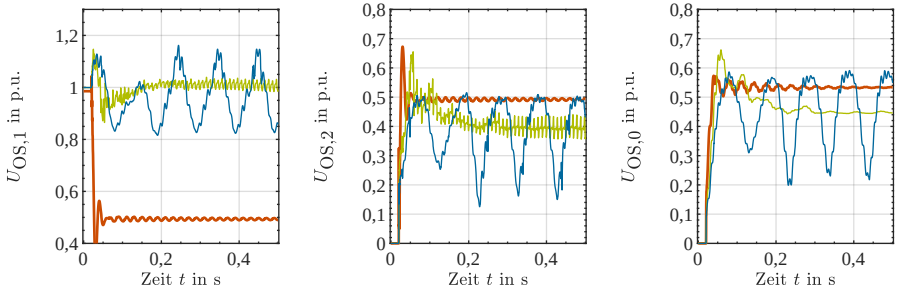
Des Weiteren wird die Auswirkung der Nichtlinearitäten des Transformators im kompensierten Netz verstärkt, welche zu erkennen ist, s. Abbildung 5.1c. Einerseits wird die 10-Hz-Schwingung



(a) Szenario 1A: Netz mit niederohmiger SPE.



(b) Szenario 2A: Netz mit Erdschlusskompensation OS.



(c) Szenario 5: Netz mit Erdschlusskompensation US.

Abbildung 5.5: Rückwirkung der dynamischen Netzstützung der WEA auf die Spannung in Abhängigkeit der Sternpunktbehandlung bei Belastung $\vartheta_T = 70\,\%$.

wie in vorherigen Untersuchungen auftreten, andererseits werden die Schwingungen mit den Frequenzen von 50 Hz oder 100 Hz aufgrund einer hochohmigen Erdverbindung erkennbar.

Erklärung

Durch die hochohmige Erdverbindung wird sich ein großer Ausgleichsstrom über Erde nicht schließen können. Daraus resultiert eine höhere Spannungsunsymmetrie k_{U2} und eine höhere Nullsystemspannung, s. Tabelle 2.2. Mit steigender Spannungsunsymmetrie und mit der Abweichung der Mit- und Gegensystemspannung von der Vorfehlerspannung Δu_1 und Δu_2 wird ein höherer Blindstrombeitrag vom LSC-Umrichter eingeprägt, wie in der vorherigen Untersuchung beschrieben. Darüber hinaus werden die vom HS-/MS-Transformator auftretenden Schwingungen der Mitsystemspannung von 50 Hz oder 100 Hz und die vom Tiefpassfilter mit der Frequenz von 10 Hz bei Rückspeisung von WEA verstärkt. Die 10-Hz-Schwingung der Mitsystemspannung wurde in der Untersuchung 5.4.1 erläutert. Die Schwingung mit der Frequenz von 50 Hz oder 100 Hz ist mit dem resultierenden Strom $\underline{I}_{h,L1L2L3}$ über die nichtlineare Hauptreaktanz und der Kopplung der Schenkel über den Kreisstrom $\underline{I}_{T,umg}$ verbunden s. Abbildung 3.5b.

Im Szenario 2A wirkt die Erdschlusskompensation nach Eintritt der LU wie eine unendlich große Reaktanz und führt zum Anstieg der Nullsystemspannung (vergleichbar mit Szenario 5). Nach einer Übergangszeit klingt die Nullsystemspannung auf einen konstanten Wert $U_{OS,0} < 0{,}1$ p.u. ab. Dieses Verhalten ist auf die Auslegung der Petersen-Spule für die Netzfrequenz f_n zurückzuführen, s. Abschnitt 4.1.3. Bei einer anliegenden Nullsystemspannung am Sternpunkt wird ein geringer Strom über die Petersen-Spule und die Nullsystemkapazitäten fließen, so dass die Nullsystemimpedanz höher wird.

Schlussfolgerungen

Die dynamische Netzstützung ist für unsymmetrische Netzzustände vorgesehen, die durch Kurzschlussereignisse im Drehstromnetz verursacht sind und mit einem Blindstrom zur Spannungsstützung beitragen. Aus der Untersuchung folgt, dass die umgesetzte dynamische Netzstützung bei einpoliger LU als Fehlerart in Netzen mit Erdschlusskompensation nicht netzdienlich ist. Bei der WEA Typ 4 wird die Impedanz des Gegensystems anhand der Vektorregelung gebildet und ist dadurch von Spannungsschwankungen im Gegensystem abhängig. Diese Abhängigkeit wird besonders in den ungünstigen Netzkonfigurationen, wie z. B. einem Stichkabel, verstärkt.

Anhand der Untersuchung kann eine Gefahr bei einpoliger LU festgestellt werden, welche eine Bedeutung für einen sicheren Netzbetrieb mit einer Stichleitung zur WEA Typ 4 hat. Durch das stromeinprägende Verhalten kommt es zu hohen Schwankungen der Mitsystemspannung bei dem in Reihe geschalteten HS-/MS-Transformator. Aus Sicht der Erkennung der LU tragen die hohen Schwingungen der Mitsystemspannung zum frequenzbasierten Kriterium der Schutzanregung bei. Diese Erkenntnis wird in Kapitel 6 weiter verfolgt.

5.4.3 Einfluss der dynamischen Netzstützung

Die Steuerung der Umrichter erfolgt als eine Vektorregelung in dq0-Komponenten, welche in Kapitel 4.3 beschrieben wird. Die umgesetzte Vektorregelung erfolgt getrennt für das Mit- und Gegensystem und entspricht derzeitigen technischen Anforderungen für dezentrale Energieerzeuger bezüglich der Blindstromregelung am NAP. Vor dem Hintergrund der Einspeisung des Blindstromes wird einerseits die Spannung am NAP durch die Blindstromeinspeisung mithilfe des Leistungsreglers des LSC-Umrichters geregelt, anderseits werden die zusätzlichen Blindströme $\Delta i_{b,1}$ und $\Delta i_{b,2}$ proportional zur Spannungsabweichung jeweils im Mit- und Gegensystem eingespeist. In der Ar-

beit gilt diese Vektorregelung als eine Referenzregelung für zwei weitere Vektorregelungen mit Vereinfachungen, welche im Folgenden beschrieben werden.

Zunächst wird die Regelung im Gegensystem abgeschaltet. Dadurch wird der Stromregler nur im Mitsystem wirksam, wobei die dynamische Netzstützung $\Delta i_{b,1}$ und statische Spannungsstützung erhalten bleiben. In einer weiteren Vereinfachung wird das MCCF-Filter für das Mitsystem abgeschaltet. Somit wird eine Vektorregelung unter direkter Anwendung der Leitergrößen mit dem Antialiasing-Filter erreicht. In dem Fall wirkt die dynamische Netzstützung im Mitsystem nicht, da keine Referenzspannung in Mit- und Gegensystem gebildet wird. Gleichzeitig bleibt die statische Spannungshaltung aktiv. Die beiden vereinfachten Regelungen werden als Vektorregelung im Mitsystem (Vektorregelung mit der dynamischen Netzstützung im Mitsystem) und Vektorregelung ohne dynamische Netzstützung benannt.

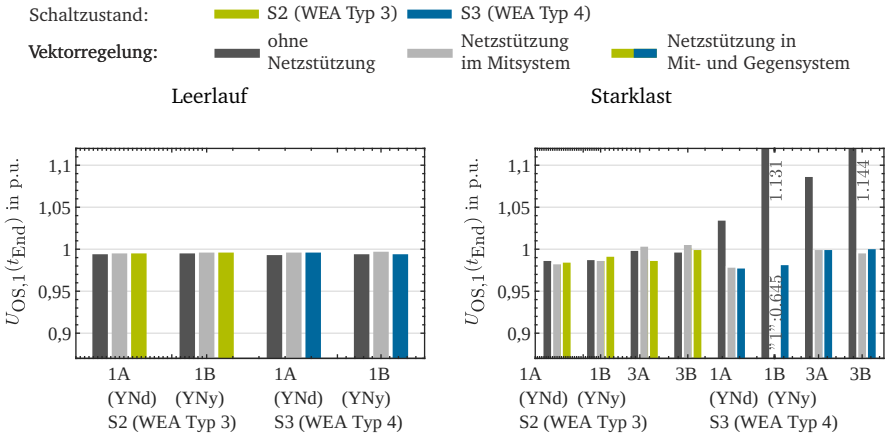
Die Mitsystemspannung ist die führende Größe im Drehstromnetz. Wie vorherige Untersuchungen gezeigt haben, korreliert der Verlauf der Gegensystemspannung mit der Mitsystemspannung. Aus diesem Grund wird auf die Bewertung der Gegensystemspannung verzichtet.

In Abbildung 5.6 sind die Ergebnisse der Untersuchung 5.4.3 für das Netz mit geerdetem Sternpunkt (Szenario 1 und 3) und im Netz mit Erdschlusskompensation (Szenario 2 und 4) getrennt dargestellt. Das linke Diagramm entspricht der Belastung $\vartheta_T = 0$ und das rechte Diagramm der Starklast mit der Belastung $\vartheta_T = 70\,\%$. Auf der Abszisse sind die Schaltzustände S2 (WEA Typ 3) und S3 (WEA Typ 4) mit den jeweiligen Szenarien abgebildet. Die Szenarien 3 und 4 sind bei der Belastung $\vartheta_T = 70\,\%$ und bei der Einspeisung vom WEA Typ 4 besonders interessant, wenn die Mitsystemspannung eine starke 10-Hz-Schwingung beinhaltet. Für jede Schaltgruppe ist die Mitsystemspannung $U_{OS,1}(t_{End} = 1\,s)$ für die drei Vektorregelungen jeweils als Balken eingetragen. Die Vektorregelung in Mit- und Gegensystem ist farbig für jede WEA (grün Typ 3 und blau Typ 4) und die vereinfachten Vektorregelungen sind in zwei Graustufen (dunkelgrau als Vektorregelung ohne Netzstützung und hellgrau als Vektorregelung mit der Netzstützung im Mitsystem) markiert.

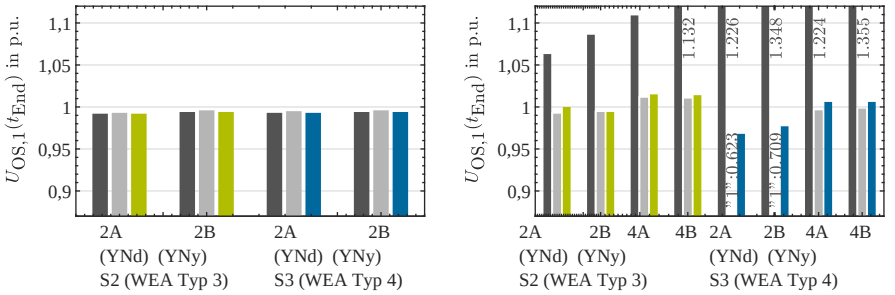
Beobachtungen

Wenn ein Transformator unbelastet $\vartheta_T = 0$ bleibt (linke Diagramme), befinden sich die Spannungen $U_{OS,1}$ im erlaubten Spannungsband von $U_n \pm 10\,\%$ unabhängig vom Szenario und von der Vektorregelung.

Des Weiteren wird auf die Szenarien bei Starklast $\vartheta_T = 70\,\%$ eingegangen. Infolge einer LU wird ein höherer Spannungsunterschied im Netz hervorgerufen, welcher zu einem unterschiedlichen Verhalten der Vektorregelungen führt. Im Szenario 1, Schaltzustand S2, befindet sich die Mitsystemspannung unabhängig von der Vektorregelung im erlaubten Spannungsband und ist geringfügig niedriger als bei der Belastung $\vartheta_T = 0$, s. Erkenntnisse aus Untersuchung 5.4.1 bzw. in Abbildung 5.4. Demgegenüber sind die Mitsystemspannungen im Schaltzustand S3 in den Szenarien 1A und 1B stark von der Vektorregelung abhängig. Bei der Vektorregelung in Mit- und Gegensystem wird die Mitsystemspannung auf $U_{OS,1}^{S3} = 0{,}97\,\text{p.u.}$ aufgebaut und befindet sich im erlaubten Spannungsband. Die Vektorregelung ohne Netzstützung trägt zur Erhöhung der Mitsystemspannung zum Zeitpunkt $t_{End} = 1\,s$ bei, welche den maximal erlaubten Wert von 1,1 p.u. in Szenario 1B um 3,1 Prozentpunkte überschreitet. Im Gegensatz dazu sinkt die Mitsystemspannung bis auf $U_{OS,1}^{S3} = 0{,}645\,\text{p.u.}$ bei der Vektorregelung im Mitsystem und liegt damit deutlich unter der in den anderen Szenarien aufgebauten Spannung. In den Szenarien 3A und 3B betragen die Mitsystemspannungen $U_{OS,1}^{S3} \approx 1{,}0\,\text{p.u.}$ für die Regelung in symmetrischen Komponenten. Bei der Vektorregelung ohne Netzstützung liegt die Mitsystemspannung deutlich über der zulässigen Netznennspannung und überschreitet den Grenzwert um maximal 4,4 Prozentpunkte im Szenario 3B.



(a) Szenario 1 und 3*: Netz mit niederohmiger SPE.



(b) Szenario 2 und 4*: Netz mit Erdschlusskompensation.

Abbildung 5.6: Mitsystemspannung in Abhängigkeit der Vektorregelung des LSC-Umrichters (links: Leerlauf mit $\vartheta_T = 0$; rechts: Starklast mit $\vartheta_T = 70\,\%$).

Im Vergleich dazu werden die höheren Mitsystemspannungen $U_{OS,1}^{S2} > 1{,}05\,\text{p.u.}$ und $U_{OS,1}^{S3} > 1{,}2\,\text{p.u.}$ in den Szenarien 2 und 4 bei der Vektorregelung ohne Netzstützung beobachtet. Für die Vektorregelung in Mit- und Gegensystem sowie für die Vektorregelung im Mitsystem werden geringfügig höhere Mitsystemspannungen im Schaltzustand S2 gegenüber dem Szenario 1 beobachtet. Im Schaltzustand S3 wird eine Unterspannung von $U_{OS,1}^{S3} = 0{,}623\,\text{p.u.}$ und $0{,}709\,\text{p.u.}$ in Szenarien 2A bzw. 2B ermittelt.

Erwartungen

In der ersten Vereinfachung der Regelung fehlt die Stromregelung im Gegensystem, welche eine stützende Rolle für die Gegensystemspannung hat und für die symmetrierende Wirkung der Leiter-Erde-Spannung sorgt. Durch die fehlende dynamische Netzstützung wird besonders im Fall

der WEA Typ 4 ein Unterschied zur Referenzspannung erwartet, da der durch LSC-Umrichter bereitgestellte Blindstrom nur die Mitsystemkomponente beeinflusst. Demgegenüber besitzt die WEA Typ 3 ein mit der ASG verbundenes Gegensystem, welches unabhängig von der Regelungsstrategie wirksam im Netz ist, s. Abschnitt 5.3.

Im Fall einer Abweichung der Leiter-Erde-Spannung von der Netznennspannung wird der Blindstrom bei der Vektorregelung ohne Netzstützung durch den Leistungsregler mit der $Q(U)$-Kennlinie beeinflusst. Da dieser Regler für eine im Vergleich zur dynamischen Netzstützung langsame Spannungsänderung vorgesehen ist, wird die Anhebung der Mitsystemspannung bei einer LU erwartet.

In allen Vektorregelungen wird ein Spannungsaufbau durch die WEA erwartet. Als Folge eines NAP an der OS-Sammelschiene wird eine bessere symmetrierende Wirkung der WEA (Senkung der Spannungsunsymmetrie k_{U2}) zu erwarten.

Erklärung

Durch die Belastungserhöhung des Transformators entsteht eine Spannungsunsymmetrie bei einpoliger LU, welche sich unterschiedlich auf die einzelnen Vektorregelungen auswirkt. In den Untersuchungen 5.2 und 5.3 wird der Aufbau der Mitsystemspannung bei dem parallelen Betrieb der WEA beobachtet und das Verhalten analysiert. Die Ergebnisse gelten als Referenz für die Vektorregelung im Mitsystem und für die Regelung ohne Netzstützung.

Der Verlauf der Mitsystemspannung bei einpoliger LU ist von der Nachbildung der Mit- und Gegensystemimpedanz durch den stromeinprägenden LSC-Umrichter stark abhängig. Im Schaltzustand S2 (WEA Typ 3) wird sich ein Teil des Stromes durch die Impedanzen des Asynchrongenerators in Mit- und Gegensystem und ein anderer Teil durch die Impedanzen in den LSC-Umrichter schließen, s. Abschnitt 5.3. Dadurch sind die Auswirkungen einzelner Regelungsmethoden weniger im Verlauf der Mitsystemspannung ausgeprägt als im Schaltzustand S3 mit der Vollumrichteranlage, wenn die Stromregelung des LSC-Umrichters für die dynamische Nachbildung der Mit- und Gegensystemimpedanz zuständig ist. Des Weiteren wird das Verhalten in Mit- und Gegensystem in der Untersuchung 5.4.3 vorgestellt und gilt als Referenz für die beiden vereinfachten Vektorregelungen.

Im Allgemeinen kann man erkennen, dass die Vektorregelung im Mitsystem eine Schwierigkeit mit dem Spannungsaufbau bei Starklast hat. Bei höherer Spannungsunsymmetrie (Belastung $\vartheta_T = 70\,\%$) fehlt, wie erwartet, die symmetrierende Wirkung des Gegensystemstromes. Grund dafür ist einerseits die fehlende Gegensystemspannung bei der Vorgabe der Referenzspannung $\underline{U}_2^*$ (Gegensystemimpedanz des LSC-Umrichters $Z_{LSC,2} \to \infty$), s. Abbildung 4.4. Anderseits ist die Ermittlung des Stromes $I_{LSC,L1L2L3}$ nur auf die +50-Hz-Schwingung abgestimmt, damit der negative Anteil der 50-Hz-Schwingung im Vergleich zum realen Bandpassfilter entfällt, s. Abbildung 2.2a.

In der Vektorregelung ohne Netzstützung ist eine dynamische Spannungsstützung als Begrenzung oder Symmetrierung der Leiter-Erde-Spannung nicht vorhanden und führt unabhängig von der Schaltgruppe zu einer Überspannung $\underline{U}_{OS,1} > 1\,\text{p.u.}$. Im Vergleich zur Vektorregelung im Mitsystem wird der Strom des LSC-Umrichters anhand des realen Bandpassfilters gebildet. Damit werden alle Schwingungen (keine Aufteilung auf die Schwingungen mit positiver oder negativer Frequenz) zur Impedanzbildung in Leitergrößen eingezogen. Deshalb wird eine Impedanz $\underline{Z}_{LSC,L1L2L3}$ nachgebildet, die eine entsprechende Nachbildung in Mit- und Gegensystem besitzt, s. Gleichung (3.8a).

Eine starke Abweichung tritt besonders im Netz mit Erdschlusskompensation bei der Rückspeisung vom WEA Typ 4 auf. In dieser Netzkonfiguration fließt einerseits kein Strom über Erde, andererseits ist der Leiterstrom von der Stromeinprägung des LSC-Umrichters abhängig. Dadurch ergeben sich die starken Spannungsschwankungen in der 20-kV-Netzebene, welche durch

die Stromeinprägung in den Hauptreaktanzen hervorgerufen werden. Das Verhalten wird weiter analysiert.

Schlussfolgerungen

Die Art der Vektorregelung hat besonderen Einfluss auf die Spannungsverhältnisse bei einpoliger Leiterunterbrechung, besonders in höheren Belastungszuständen, wenn eine Spannungsunsymmetrie im Netz entsteht. Beim leerlaufenden Transformator beträgt die Spannung unabhängig von der Art der Vektorregelung $U_{\mathrm{OS},1} \approx 1\,\mathrm{p.u.}$. Mit steigender Belastung ϑ_{T} steigt die Unsymmetrie k_{U} und die Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},ij}$ an. Die Regelung der WEA ist in der Lage die Unsymmetrie innerhalb des eigenen Regelbereiches zu kompensieren. Da die implementierte Regelung die Mitsystemgröße priorisiert, geschieht die stärkste Kompensation der Spannungsunsymmetrie im Mitsystem.

Die WEA Typ 4 ist besonders von der Regelungsart abhängig, da hier der gesamte Leiterstrom von der Vektorregelung gebildet ist. Bei der Vektorregelung im Mitsystem spielt der NAP eine wichtige Rolle. In Netzvariante 1 mit $\vartheta_{\mathrm{T}} = 70\,\%$ liegt eine Unterspannung an der OS-Sammelschiene, hingegen ist die Mitsystemspannung bei der Betrachtung des Windparknetzes (Netzvariante 2 und die Schaltgruppen mit * markiert) auf 0,99 p.u. aufgebaut. Im Vergleich dazu verursacht die Vektorregelung ohne Netzstützung unabhängig von der Platzierung des NAP eine Überspannung an der OS-Sammelschiene. Das führt auf die Eigenschaften dieser Vektorregelung, welche nicht für die Netzstützung ausgelegt ist.

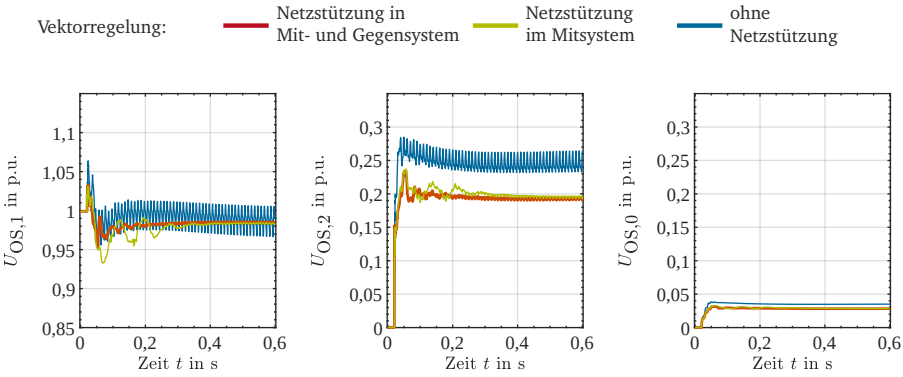
5.4.4 Dynamisches Verhalten in Abhängigkeit der Netzstützung

In Abbildung 5.7 ist der Einfluss der drei Vektorregelungen auf die Spannungen $\underline{U}_{\mathrm{OS},012}$ im Übergangszustand (Untersuchung 5.4.4 nach Tabelle 4.3) getrennt für den Schaltzustand S2 und S3 dargestellt. Das Stromverhalten ist im Anhang, Abbildung A.6 dargestellt. Wie in den vorherigen Untersuchungen zum Einfluss der Regelung des VSC-Umrichters angenommen, wird das Szenario 1A (Schaltgruppe YNd) weiter analysiert. Da eine höhere Spannungsunsymmetrie infolge einer höheren Belastung eine stärkere Auswirkung auf das Regelverhalten verursacht, wird eine Belastung mit $\vartheta_{\mathrm{T}} = 70\,\%$ untersucht.

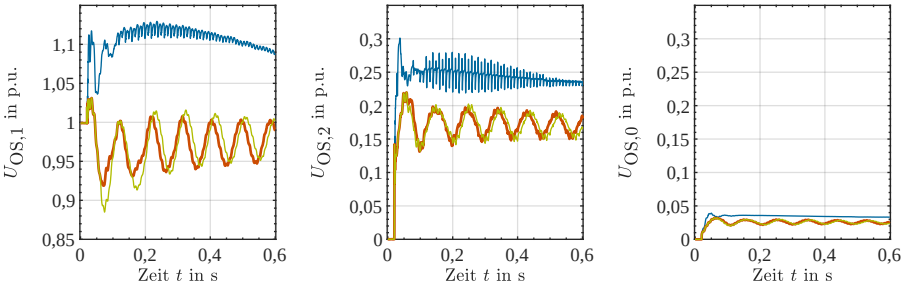
Beobachtungen

Im linken Diagramm der Abbildung 5.7a ist die Mitsystemspannung an der OS-Seite des Transformators in Abhängigkeit dreier Vektorregelungen im Schaltzustand S2 (WEA Typ 3) dargestellt. Die Vektorregelung in Mit- und Gegensystem (roter Verlauf) beträgt im Vorfehlerzustand $U_{\mathrm{OS},1}^{\mathrm{S2,S3}} = 1\,\mathrm{p.u.}$ und im eingeschwungenen Zustand nach Fehlereintritt $U_{\mathrm{OS},1}^{\mathrm{S2}}(t_{\mathrm{End}}) = 0{,}98\,\mathrm{p.u.}$. Im Übergangszustand erreicht die Mitsystemspannung den minimalen Betrag von $U_{\mathrm{OS},1,\mathrm{min}}^{\mathrm{S2}} = 0{,}95\,\mathrm{p.u.}$ und nach 400 ms wird der Übergangszustand abgeschlossen. Im Vergleich dazu verhält sich die Spannung bei der Vektorregelung im Mitsystem (grüner Verlauf) sehr ähnlich, wobei eine stärkere 10-Hz-Schwingung im Übergangsbereich mit der minimalen Spannung von $U_{\mathrm{OS},1,\mathrm{min}}^{\mathrm{S2}} = 0{,}93\,\mathrm{p.u.}$ zu sehen ist. Demgegenüber enthält die Mitsystemspannung mit der Vektorregelung ohne Netzstützung (blauer Verlauf) eine Schwingung mit einer Frequenz von 100 Hz.

Im mittleren Diagramm der Abbildung 5.7a ist die Gegensystemspannung für drei Regelungsarten dargestellt. Die Vektorregelung ohne Netzstützung erreicht in einer Zeit von 200 ms einen eingeschwungenen Zustand $U_{\mathrm{OS},2}^{\mathrm{S2}}(t_{\mathrm{End}}) = 0{,}25\,\mathrm{p.u.}$ mit einer erkennbaren Schwingung von 100 Hz. Der Spannungsverlauf ist für die Vektorregelung im Mitsystem sowie in Mit- und Gegensystem sehr ähnlich mit entsprechend gleichen Erkenntnissen wie im Fall der Mitsystemspannung. In der



(a) Schaltzustand S2 (WEA Typ 3).



(b) Schaltzustand S3 (WEA Typ 4).

Abbildung 5.7: Spannung im Szenario 1A in Abhängigkeit der drei Vektorregelungen für $\vartheta_T = 70\%$ a) im Schaltzustand S2 und b) im Schaltzustand S3.

Übergangszeit wird eine maximale Spannung $U_{OS,2}^{S2} = 0{,}235\,\text{p.u.}$ der vereinfachten Regelung als Vektorregelung in Mit- und Gegensystem beobachtet. Im eingeschwungenen Zustand erreichen sie die gleiche Spannung $U_{OS,2}^{S2}(t_{End}) = 0{,}19\,\text{p.u.}$. Die in rechten Diagramm dargestellte Nullsystemspannung erreicht schwingungsfrei einen eingeschwungenen Zustand von 0,028 p.u. für die Vektorregelungen mit Netzstützung und 0,035 p.u. für die Vektorregelung ohne Netzstützung.

Im Schaltzustand S3 (WEA Typ 4) sind deutlich größere Unterschiede im Verlauf der einzelnen Vektorregelungen zu beobachten, s. Abbildung 5.7b. Im Verlauf der Spannungen $\underline{U}_{OS,012}^{S3}$ haben die Vektorregelung in symmetrischen Komponenten ein sehr ähnliches Verhalten. Auf der einen Seite enthalten beide Verläufe eine 10-Hz-Schwingung der Spannung im jeweiligen System, welche in Untersuchung 5.4.1 erklärt wird. Auf der anderen Seite wird die fehlende Gegensystemstromeinspeisung im ersten Zeitfenster des Übergangszustands deutlich. Bei der Vektorregelung im Mitsystem beträgt die minimale Mitsystemspannung $U_{OS,1,min} = 0{,}886\,\text{p.u.}$ und verletzt das Spannungsband von 10 %. Für die Vektorregelung ohne Netzstützung steigt die Mitsystemspannung

über 1,1 p.u. innerhalb der ersten 500 ms nach Fehlereintritt. Erst dann erreicht sie das erlaubte Spannungsband wieder.

Erwartungen

Anhand der vorherigen Untersuchungen wird bei der Vektorregelung im Mitsystem die 10-Hz-Schwingung vom Tiefpassfilter weiter beobachtet ($\Delta i_{\mathrm{b},1}$ in Abbildung 4.5). Im Gegensatz dazu wird das Frequenzspektrum des Stromes für die WEA mit der Vektorregelung ohne Netzstützung nicht beeinflusst ($\Delta i_{\mathrm{b}} = 0$ Abbildung 4.5). Bei fehlender Netzstützung wird der Strom i_{q}^{*} durch das Tiefpassfilter von 10 Hz nicht beeinflusst, damit wird 10-Hz-Schwingung tritt nicht auf. Darüber hinaus wird ein Anteil an den Oberschwingungen aufgrund des hysteresebehafteten HS-/MS-Transformators im Spannungsverlauf erwartet, da die Grenzfrequenz des Antialiasing-Filter 1000 Hz beträgt.

Aufgrund der unterschiedlichen Bemessungsleistung des LSC-Umrichters für die WEA Typ 3 und 4 wird eine andere Rückwirkung von der dynamischen Netzstützung auf die Spannungsschwingung $U_{\mathrm{OS},012}$ für die beiden Schaltzustände erwartet. Darüber hinaus wird eine symmetrierende Wirkung (Senkung der Gegensystemspannung bei einem Anstieg der Mitsystemspannung) der Vektorregelung in symmetrischen Komponenten erwartet.

In Anhang, Abbildung A.6 sind die entsprechenden Verläufe des Stromes in symmetrischen Komponenten dargestellt. Eine wichtige Erkenntnis bezieht sich auf den Nullsystemstrom (rechtes Diagramm), welcher im Fall der Vektorregelung ohne Netzstützung höher als im Fall der beiden Vektorregelungen mit Netzstützung ist. Hierbei ist die positive Wirkung der Regelung in symmetrischen Komponenten auf die Senkung der Sternpunktbelastung zu beobachten.

Erklärung

Im Schaltzustand S2 wird das Verhalten stark durch die physikalischen Effekte in der elektrischen Maschine beeinflusst. Wie in der vorherigen Untersuchung 5.4.2 erwähnt, besitzt der ASG einerseits eine für das Mit- und Gegensystem unterschiedliche Ersatzschaltung, welche den Stromfluss in Mit- und Gegensystem parallel zum Stromfluss über den Transformator ermöglichen. Andererseits beträgt die Bemessungsleistung des LSC-Umrichters ein Drittel der Scheinleistung $S_{\mathrm{r,NAP}}$, wodurch ein geringerer Strom eingeprägt wird. Zusammen mit dem Verhalten des Transformators und des Asynchrongenerators wird das Spannungsverhalten bei der LU aus dem Einfluss von drei Elementen überlagert.

Für beide Vektorregelungen ist das transiente Verhalten vergleichbar, wobei die fehlende Gegensystemregelung einerseits zur tieferen Spannungssenkung (fehlende Antwort des LSC-Umrichters auf die Spannungsdifferenz Δu_2) führt. Andererseits hat die 10-Hz-Schwingung des Mitsystems eine Rückwirkung durch die Koppelimpedanz $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12}$.

Demgegenüber besitzt die Vektorregelung ohne Netzstützung eine Schwingung von 100 Hz. Diese Schwingung ist die Rückwirkung der Hysteresekurve des Schenkels L1 mit aufgebauter Strangspannung auf das fehlende MCCF-Filter der Grundschwingung. Die Vektorregelung ohne Netzstützung beeinflusst weder das Mit- noch das Gegensystem direkt, s. Untersuchung 5.4.3. Ohne die Aufteilung des Eingangssignals auf Mit- und Gegensystem wird mithilfe der Clarke-Transformation ein Effektivwert gebildet, welcher sich auf die Vektorregelung auswirkt. Mit sinkender Spannung wird die Leiter-Erde-Spannung in allen Leitern gleich angehoben. Dadurch wird eine Überspannung in den einzelnen Leitern erzeugt.

Im Schaltzustand S3 sind die Unterschiede zwischen den Vektorregelungen viel stärker ausgeprägt, da das gesamte Verhalten am NAP nur von der Regelung des LSC-Umrichters und damit verbundener Stromeinprägung abhängig ist, s. Untersuchung 5.4.3. Aufgrund der Koppelimpedan-

zen $\underline{Z}_{M,OS,10}$ und $\Delta\underline{Z}_{M,10}$ (gleich für das Gegensystem) wird die vorhandene 10-Hz-Schwingung in das Nullsystem übertragen. Bei der Vektorregelung ohne Netzstützung ist die 10-Hz-Schwingung nicht vorhanden, welche die konstante Nullsystemspannung beeinflusst. Darüber hinaus ist in der Regelung keine dynamische Netzstützung vorhanden, welche die Spannung in Mit- und Gegensystem getrennt begrenzen kann. Mit Hilfe der vorhandenen statischen Spannungshaltung wird eine Auswirkung der Leistungsregler mit deutlich längeren Zeitkonstanten auf die Spannung ausgeübt. Im Allgemeinen ist diese Regelungsart nicht für die Netzstützung beim Netzfehler vorgesehen. Bei der Vektorregelung in symmetrischen Komponenten gelten die vergleichbaren Zusammenhänge im Übergangszustand wie im Schaltzustand S2.

Schlussfolgerungen

Die Vektorregelung in Mitsystem oder im Mit- und Gegensystem charakterisieren sich durch die vergleichbaren Verläufe der Spannungen $U_{OS,012}$ und der Ströme $I_{OS,012}$ mit einer 10-Hz-Schwingung während der Leiterunterbrechung. Die Vektorregelung ohne Netzstützung enthält einerseits die Harmonischen des Magnetisierungsstromes, anderseits werden die Spannungen $\underline{U}_{OS,012}$ in der Übergangszeit nicht durch die dynamische Netzstützung während der einpoligen LU beeinflusst.

Bei der Entwicklung einer Methode zur Erkennung der LU werden die drei Vektorregelungen betrachtet, da sie unterschiedliches Verhalten bewirken und eine Anwendung in der Praxis stattfinden kann. Es wird erwartet, dass die Vektorregelung ohne Netzstützung (ohne MCCF-Filter) ein deutlich abweichendes Verhalten im Gegensatz zur Vektorregelung in symmetrischen Komponenten darstellt.

6 Erkennung einer Leiterunterbrechung nach dem Deltaverfahren

In diesem Kapitel wird als erstes die Ausgangssituation für die Erkennung der Leiterunterbrechung anhand der Untersuchungsergebnisse aus dem vorherigen Kapitel zusammengefasst. Im Anschluss wird ein Verfahren zur Erkennung einer Leiterunterbrechung präsentiert. Weiterhin wird ein Bewertungsschema und eine Auswahl der Einstellkriterien vorgestellt.

Aus den vorherigen Untersuchungen kann das Fazit gezogen werden, dass die zuverlässige Erkennung einer LU für Drehstromtransformatoren mit einem gemeinsamen Eisenkern durch eine klassische Netzschutzmaßnahme nicht möglich ist. Zum einen wird eine Strangspannung im betroffenen Leiter im Netz mit einer niederohmigen Sternpunkterdung aufgebaut. Diese Eigenschaft des Dreischenkeltransformators ist stark von der Belastung abhängig. Mit steigender Belastung ϑ_T erhöht sich die Spannungsunsymmetrie an den Klemmen des Transformators. Zum anderen werden die Spannungsverhältnisse bei angeschlossener WEA unabhängig von der Sternpunkterdung aktiv durch die Blindstromregelung beeinflusst, so dass eine symmetrierende, spannungsstützende Wirkung am Ort der Leiterunterbrechung zu erkennen ist.

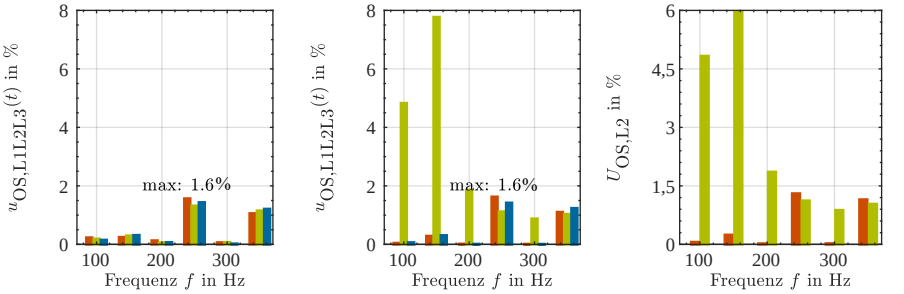
Im Fall einer schwachen Belastung $\vartheta_T < 20\,\%$ kann keine zuverlässige Anregung für die Grundschwingung der Spannung mit einem Spannungsband von $\pm 10\,\%$ der Nennspannung oder des Überstromes festgestellt werden. Diese Situation ist unabhängig von der Leistungsrichtung über den HS-/MS-Transformator und tritt sowohl für eine Lasteinspeisung aus dem HS-Netz als auch beim Betrieb mit angeschlossenen Windenergieanlagen auf. Es werden insgesamt geringfügige Änderungen in der Mitsystemspannung und im Mitsystemstrom beobachtet, die keine Auslösekriterien des Unterspannungsschutzes oder Überstromes erfüllen. Einerseits bleiben die Leiter-Erde-Spannungen innerhalb des Spannungsbandes von $U_n \pm 10\,\%$ wie im störungsfreien Netzbetrieb, anderseits fließen keine Überströme, die vom Normalbetrieb unterschieden werden könnten.

Die Situation ändert sich bei starker Belastung des HS-/MS-Transformators. Bei der Lasteinspeisung aus dem HS-Netz tritt eine höhere Spannungsunsymmetrie an den Transformatorklemmen und ein höherer Spannungsfall entlang des Transformators auf, welche zur Schutzanregung führen. Es treten niedrigere Leiter-Erde-Spannungen auf, die durch konventionelle Unterspannungsschutzeinrichtungen oder durch Schutzeinrichtungen basierend auf der Bewertung der Gegensystemspannung oder des Gegensystemstromes zur Abschaltung des Netzabschnittes oder Betriebsmittels führen. Auch der Strom über den Sternpunkt erreicht Werte, welche die Anregung des Schutzes ermöglichen.

Demgegenüber kommt es im Verteilnetz mit hohem Anteil an Windenergieanlagen zu einem zusätzlichen Problem. Die Wirkleistungserzeugung verursacht zwar eine gleich große Belastung und den Spannungsfall über den Transformator, diese wird jedoch durch die dynamische Netzstützung stark beeinflusst. Die Mitsystemspannung wird priorisiert und bis zum erlaubten Spannungsband gestützt.

Zur Erkennung der LU bei Starklast sind mehrere Anregungen möglich, wie der Nullsystemstrom oder die Gegensystemspannung. Bei der Erfüllung eines Anregungskriteriums wird trotzdem keine korrekte Information über die LU auf der OS-Seite des Transformators gewonnen. Dies kann im kritischen Fall, wie in Kapitel 1 präsentiert, zu thermischen Überlastungen und zur Abschaltung von Betriebsmitteln führen.

Somit leisten die konventionellen Schutzeinrichtungen, wie z. B. Überstromschutz oder Unterspannungsschutz, keine sichere Erkennung der Leiterunterbrechung. Um diese Schwierigkeiten zu beheben wird eine Methode zur Erkennung der LU im Bereich des Eigenbedarfsnetzes in der Literatur vorgeschlagen [87]. Die Methode basiert auf die Beobachtung des Nullsystemstromes im Frequenzspektrum. Das Erkennungsmuster wird anhand der durchgeführten Messungen am



(a) Vorfehlerzustand. **(b)** Nach Eintritt der LU. **(c)** Vergleich der Amplituden im Leiter L2.

Abbildung 6.1: Frequenzspektrum der Strangspannung des 12-kVA-Versuchstransformators bei einpoliger LU.

Eigenbedarfstransformator bei der LU entwickelt. Die Wirkungsweise wurde in einem Testfeld erfolgreich getestet [87].

6.1 Anwendung des Deltaverfahrens zur Erkennung der Leiterunterbrechung

In der vorliegenden Arbeit wird eine alternative Methode zur Erkennung der einpoligen LU vorgeschlagen. Diese Methode vereint das Beobachten des Frequenzspektrums mit einem Deltaverfahren, welches im weiteren Abschnitt erläutert wird. Als Randbedingung wird vorausgesetzt, dass die für einen Schutz relevante Messung der Leiter-Erde-Spannungen an der US-Seite des Transformators erfolgt.

6.1.1 Auswahl der 5. Harmonischen der Leiter-Erde-Spannung zur Erkennung der Leiterunterbrechung

Aus der Analyse des Frequenzspektrums sind die 3., 5. und 7. Harmonische der Spannung an einem Transformator im störungsfreien Netzbetrieb als besonders aussagekräftig bekannt, s. Abbildung 3.17. In einem fehlerbehafteten Betrieb bleiben die gleichen Harmonischen mit einer anderen Amplitude bedeutsam und sind direkt mit dem nichtlinearen Magnetisierungsstrom des Drehstromtransformators verkoppelt. Falls eine Änderung in der magnetischen Durchflutung eines Schenkels auftritt, spiegelt sich diese im Magnetisierungsstrom und der komplexen Leiter-Erde-Spannung seiner Harmonischen wieder. Dieser Zusammenhang ist Anhaltspunkt für eine neue Methode zur Erkennung der LU.

Die Auswahl der Harmonischen basiert einerseits auf der Messung am Versuchstransformator, s. Abschnitt 3.7, andererseits auf der frequenzabhängigen Betrachtung der LU in symmetrischen Komponenten. Ausgehend vom Frequenzspektrum der Leiter-Erde-Spannungen $u_{\mathrm{OS,L1L2L3}}$ am Versuchstransformator werden die Amplituden der Oberschwingungen am Versuchstransformator nach Eintritt der LU mit dem Vorfehlerzustand verglichen, s. Abbildung 6.1. Im Vorfehlerzustand erreichen die 250-Hz- und 350-Hz-Schwingunen in allen Leitern höhere Amplituden (maximal

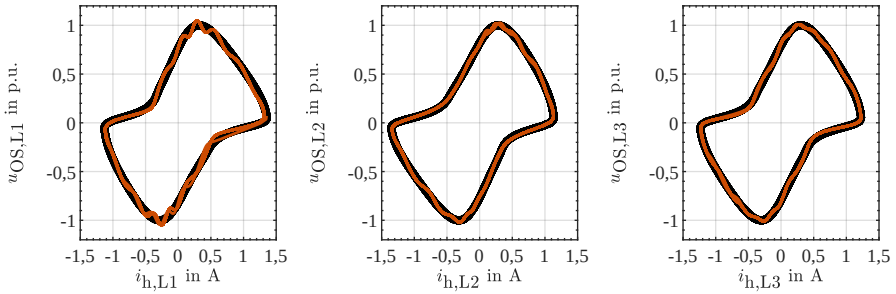


Abbildung 6.2: Einfluss der LU auf den Strom- und Spannungsverlauf $u_{\mathrm{OS,Li}}(i_{\mathrm{h,Li}})$ im Szenario 1A. Die schwarze Linie entspricht dem Vorfehlerzustand und die rote Linie entspricht dem eingeschwungenen Zustand nach Eintritt der LU.

1,6 % für die 250-Hz-Schwingung) im Vergleich zu den anderen Schwingungen. Nach Eintritt der LU sind Amplitudenänderungen mit dem Anstieg der Oberschwingungen mit den Frequenzen bis zu 300 Hz im durch LU betroffenen Leiter L2 und die angenähert unveränderte Amplituden der 250-Hz- und 350-Hz-Schwingungen in allen Leitern zu beobachten. Die Erkennung der LU kann entweder auf die Auswertung der Amplitudenänderung der Harmonischen für den Leiter L2 oder auf die Auswertung der fünften oder siebten Harmonischen in symmetrischen Komponenten anhand der drei Leiter erfolgen. Die Auswertung in symmetrischen Komponenten ist möglich, wenn die Messung der Leiter-Erde-Spannungen der 250-Hz-Schwingung vor und nach Eintritt der LU vorhanden ist. Damit ist die Ermittlung der komplexen Spannung anhand der drei Leiter möglich. Aufgrund der Senkung der Strangspannungen auf den halben Wert (isolierter Sternpunkt, s. Tabelle 2.2) sind die Spannungsverläufe am Versuchstransformator mit dem niederohmig geerdeten Sternpunkt unterschiedlich und die Erkenntnisse aus der Messung können nicht verallgemeinert werden.

Aus diesem Grund werden die Ergebnisse der Berechnung im Modellnetz bewertet. Im vorherigen Kapitel wird der Verlauf der Leiter-Erde-Spannung in Leiter L1 für die Untersuchung der unterschiedlichen Nachbildungen der Hauptreaktanzen dargestellt, s. Abbildung 3.17. Es ist zu erkennen, dass der nicht-sinusförmige Spannungsverlauf $u_{\mathrm{OS,L1}}(t)$ besonders beim Spannungsmaximum bzw. -minimum auftritt. Um das zu verdeutlichen werden die UI-Diagramme für alle drei Leiter bei LU in Abbildung 6.2 dargestellt. Die schwarzen Kurven zeigen den Vorfehlerzustand (identisch in allen Leitern) und die roten Kurven den eingeschwungenen Zustand nach Eintritt der LU. Der rote Verlauf weist mehrere Schwingungen mit unterschiedlichen Frequenzen in allen drei Leitern auf. Für den durch die LU betroffenen Leiter L1 ist die Schwingung besonders stark ausgeprägt. Da die Schwingungen in allen Leitern vorhanden sind, ist die Analyse in symmetrischen Komponenten (geometrische Berechnung des Mittelwertes) von Vorteil. Daraus folgt, dass die Auswertung der Oberschwingungen und die darauf basierende Erkennung der LU eine erfolgreiche Schutzmaßnahme bietet.

Des Weiteren werden das Netzverhalten und die Ergebnisse in den symmetrischen Komponenten anhand der Ersatzschaltung des Netzmodells aus Abbildung 4.1 analysiert. Die theoretische frequenzabhängige Analyse der LU wird in symmetrischen Komponenten auf die Grundschwingung und die 250-Hz-Schwingung beschränkt, um das Erkennungspotenzial der LU in-

folge der Auswertung der 250-Hz-Schwingung der Spannung zu zeigen. Bei den symmetrischen Leiter-Erde-Spannungen wird davon ausgegangen, dass der Transformator mit der nichtlinearen Hauptreaktanz eine Stromquelle der Oberschwingungen im Netz ist. Die Stromquelle ist von der anliegenden Strangspannung und von der Hysteresekurve der Hauptreaktanz $\underline{I}_{250\mathrm{Hz}} = f(\underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},1} + \underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},2} + \underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},0})$ abhängig. In symmetrischen Komponenten wird sie in die Schwingung positiver und negativer Polarität von ±250 Hz zerlegt. Bei der Betrachtung der Leiterabfolge zeigt die +250-Hz-Schwingung, hier mit dem Beispiel für Leiter L2 $\underline{I}_{\mathrm{L2}}(t) = \sin(5(\omega_{\mathrm{n}} t - 120°)) = \sin(5\omega_{\mathrm{n}} t + 120°)$, die Leiterabfolge, die dem Gegensystem entspricht. Im Gegensatz dazu entspricht die negative Polarität der Frequenz der Leiterabfolge des Mitsystems, s. Abbildung 6.3a.

Im Vorfehlerzustand sind die Systeme voneinander entkoppelt, sodass die Spannungsquelle $\underline{E}_1$ und die Stromquelle $\underline{I}_{-250\mathrm{Hz}}$ auf die Mitsystemimpedanz $\underline{Z}_1(f)$ und die Stromquelle $\underline{I}_{+250\mathrm{Hz}}$ auf die Gegensystemimpedanz $\underline{Z}_2(f)$ wirken, s. Abbildung 6.3a. Die Nullsystemimpedanz ist quellenlos und kurzgeschlossen. Die Stromquellen sind parallel zu den Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h}}(f)$ und Lastimpedanzen $\underline{Z}'_{\mathrm{Last}}(f)$ geschaltet. Die Impedanz $\underline{Z}_{\mathrm{HS},012}(f)$ bildet die Ersatzimpedanz des Netzes (HS-Netzimpedanz und Freileitungsimpedanz) bis zu den Klemmen des HS-/MS-Transformators inklusive der Kupferverluste R_σ nach. Ausgehend von der idealen Netzspannung $\underline{E}_1$ und dem linearen Verhalten der Quellen gilt im Vorfehlerzustand zum Zeitpunkt t_0:

$$\underline{I}_{\mathrm{OS},1}(f,t_0) = \underbrace{\frac{\underline{E}_1}{\underline{Z}_{\mathrm{HS},1}(f) + \mathrm{j}X_\sigma(f) + \mathrm{j}X_{\mathrm{h}}(f) \| \underline{Z}'_{\mathrm{Last}}(f)}}_{\underline{Z}_1} + \underline{I}_{-250\mathrm{Hz}} \frac{\mathrm{j}X_{\mathrm{h}}(f) \| \underline{Z}'_{\mathrm{Last}}(f)}{\mathrm{j}X_{\mathrm{h}}(f) \| \underline{Z}'_{\mathrm{Last}}(f) + \underline{Z}_{\mathrm{HS},1}(f) + \mathrm{j}X_\sigma(f)} \tag{6.1a}$$

$$\underline{I}_{\mathrm{OS},2}(f,t_0) = \underline{I}_{+250\mathrm{Hz}} \frac{\mathrm{j}X_{\mathrm{h}}(f) \| \underline{Z}'_{\mathrm{Last}}(f)}{\mathrm{j}X_{\mathrm{h}}(f) \| \underline{Z}'_{\mathrm{Last}}(f) + \underline{Z}_{\mathrm{HS},2}(f) + \mathrm{j}X_\sigma(f)} \tag{6.1b}$$

$$\underline{I}_{\mathrm{OS},0}(f,t_0) = 0 \tag{6.1c}$$

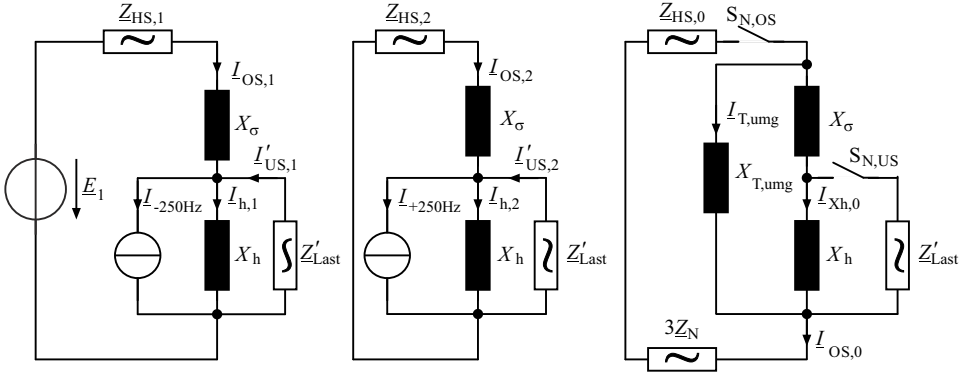
Die Strangspannungen $\underline{U}'_{\mathrm{US},1}$ und $\underline{U}'_{\mathrm{US},2}$ betragen:

$$\underline{U}'_{\mathrm{US},1}(f,t_0) = \mathrm{j}X_{\mathrm{h}}(f) \cdot \underline{I}_{\mathrm{h},1}(f) = -\underline{I}'_{\mathrm{US},1}(f) \cdot \underline{Z}'_{\mathrm{Last}}(f) \tag{6.1d}$$

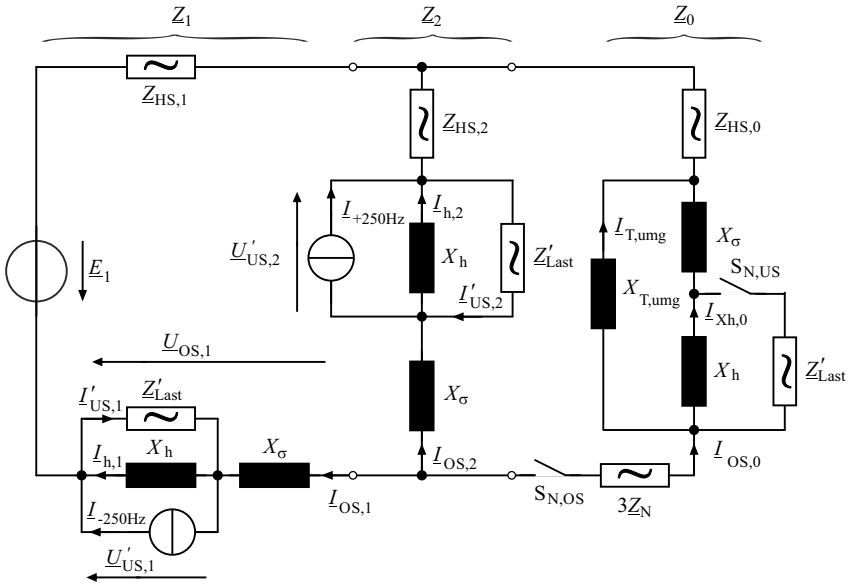
$$\underline{U}'_{\mathrm{US},2}(f,t_0) = \mathrm{j}X_{\mathrm{h}}(f) \cdot \underline{I}_{\mathrm{h},2}(f) = -\underline{I}'_{\mathrm{US},2}(f) \cdot \underline{Z}'_{\mathrm{Last}}(f) \tag{6.1e}$$

Nach dem Eintritt der LU erfolgt die Parallelschaltung der Systeme an der Fehlerstelle, s. Abbildung 2.4b. Aus diesem Grund sind die Quellen der 50- und 250-Hz-Schwingung nicht mehr voneinander entkoppelt. Da keine Überspannung bei einpoliger LU auftritt, wird vorausgesetzt, dass die Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h,Li}} = X_{\mathrm{h}}$ und die Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},ij} = 0$ betragen. Der OS-seitige Mitsystemstrom $\underline{I}_{\mathrm{OS},1}$ setzt sich aus den drei Quellen zusammen. Die Leiter-Erde-Spannungen an der OS- und US-Seite sind von der Last $\underline{Z}'_{\mathrm{Last}}$ und der Netzspannung $\underline{E}_1$ abhängig. Es gilt:

$$\underline{E}_1(f,t_{\mathrm{End}}) = \underline{I}_{\mathrm{OS},1}(f) \cdot \underline{Z}_1(f) - \underbrace{\underline{I}_{\mathrm{OS},2}(f) \cdot \underline{Z}_2(f)}_{=\underline{I}_{\mathrm{OS},0}(f) \cdot \underline{Z}_0(f)} \tag{6.2a}$$



(a) Vorfehlerzustand zum Zeitpunkt t_0.



(b) Nach Eintritt der LU zum Zeitpunkt t_{End}.

Abbildung 6.3: Ersatzschaltplan des Netzmodells (Voraussetzung $X_h = X_{h,Li}$) a) im Vorfehlerzustand und b) bei einpoliger LU in symmetrischen Komponenten. Alle dargestellten Reaktanzen X und Impedanzen $\underline{Z}$ sind frequenzabhängig.

$$\underline{U}'_{US,1}(f, t_{End}) = -\underline{I}'_{US,1}(f) \cdot \underline{Z}'_{Last}(f) \tag{6.2b}$$

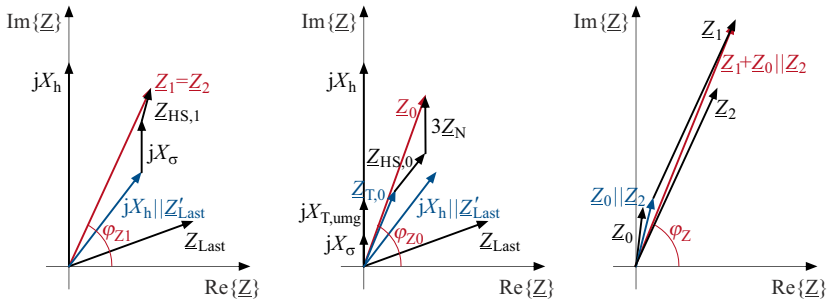


Abbildung 6.4: Exemplarische Darstellung der Impedanzzeiger $\underline{Z}_1 = \underline{Z}_2$, $\underline{Z}_0$ und $\underline{Z}_1 + \underline{Z}_0||\underline{Z}_2$ für die Grundschwingung.

$$\underline{U}'_{\mathrm{US},2}(f, t_{\mathrm{End}}) = -\underline{I}'_{\mathrm{US},2}(f) \cdot \underline{Z}'_{\mathrm{Last}}(f) \tag{6.2c}$$

$$\underline{U}_{\mathrm{OS},1}(f, t_{\mathrm{End}}) = \underline{U}'_{\mathrm{US},1}(f) + \mathrm{j}X_{\sigma}(f) \cdot \underline{I}_{\mathrm{OS},1}(f) \tag{6.2d}$$

Darüber hinaus gilt:

$$\underline{I}_{\mathrm{OS},1}(f, t_{\mathrm{End}}) = -\underline{I}_{\mathrm{OS},2}(f) - \underline{I}_{\mathrm{OS},0}(f) \tag{6.2e}$$

Es ist zu erkennen, dass die Ströme $\underline{I}_{\mathrm{OS},1}$ und $\underline{I}_{\mathrm{OS},2}$ nach Eintritt der LU den neuen Zustand annehmen, welcher von der Belastung des Transformators $\vartheta_{\mathrm{T}} \sim \underline{I}'_{\mathrm{US},012}$ und vom Verhältnis der Gegensystemimpedanz zur Nullsystemimpedanz abhängig ist. Aus diesem Grund wird die Amplitude und Phasenlage der Spannung $\underline{U}'_{\mathrm{US}}(f)$ beeinflusst. Um die Änderung der Impedanzwinkel zu veranschaulichen sind in Abbildung 6.4 drei resultierende Impedanzzeiger $\underline{Z}_1 = \underline{Z}_2$, $\underline{Z}_0$ und $\underline{Z}_2||\underline{Z}_0 + \underline{Z}_1$ für die Grundschwingung $f = 50\,\mathrm{Hz}$ dargestellt. Die Mitsystemimpedanz $\underline{Z}_1$ setzt sich aus der Impedanz $\mathrm{j}X_{\mathrm{h}}||\underline{Z}'_{\mathrm{Last}}(\vartheta_{\mathrm{T}})$ und $\mathrm{j}X_{\sigma} + \underline{Z}_{\mathrm{HS},1}$ zusammen. Aufgrund der Parallelschaltung ändert sich der Impedanzwinkel $\varphi_{Z1} \to 90°$ für $\vartheta_{\mathrm{T}} = 0$ bis zum Impedanzwinkel der Last. Die Nullsystemimpedanz setzt sich aus der Parallelschaltung von der Impedanz $\mathrm{j}X_{\mathrm{h}}||\underline{Z}'_{\mathrm{Last}}(\vartheta_{\mathrm{T}}) + \mathrm{j}X_{\sigma}$ und $\mathrm{j}X_{\mathrm{T,umg}}$ zusammen ($\underline{Z}_{\mathrm{T},0}$ in der Abbildung der Nullsystemimpedanz $\underline{Z}_0$). Darüber hinaus muss die Schaltgruppe über die Schalter $\mathrm{S_N}$ und die Sternpunktimpedanz $3\underline{Z}_{\mathrm{N}}$ entsprechend berücksichtigt werden.

Nach Eintritt der LU sind die Gegen- und Nullsystemimpedanz parallel geschaltet und die resultierende Impedanz $\underline{Z}_0||\underline{Z}_2$ hängt stark von der Schaltgruppe (Reaktanz $X_{\mathrm{T,umg}}$) und der Sternpunktbehandlung (Impedanz $3\underline{Z}_{\mathrm{N}}$) ab. Anschließend ist der Mitsystemstrom $\underline{I}_{\mathrm{OS},1}$ von der Gesamtimpedanz $\underline{Z}_1 + \underline{Z}_0||\underline{Z}_2$ abhängig und führt zu dem geänderten Phasenwinkel (Änderung des resultierenden R/X-Verhältnisses) und dem Betrag der Spannung $\underline{U}'_{\mathrm{US}}$.

Im Folgenden werden die Strom- und Spannungszeiger in der komplexen Ebene sowohl der Grund- als auch der 250-Hz-Schwingung betrachtet. Ausgehend von einem Normalbetrieb mit konstanter Strangspannung wird ein unveränderter Magnetisierungsstrom $\underline{I}_{\mathrm{h},012}$ fließen. Der Strom wird durch die Belastung, Sternpunktbehandlung und Schaltgruppe nicht beeinflusst. Der Magnetisierungsstrom besteht vereinfacht aus der Grundschwingung der Spannungsquelle $\underline{E}_1$ sowie aus der spannungsabhängigen 250-Hz-Schwingung, welche auf die Nichtlinearität der

Hauptreaktanzen zurückzuführen ist. In symmetrischen Komponenten werden die Spannungen $\underline{U}_{\mathrm{OS},1}(50\mathrm{Hz},-250\mathrm{Hz})$ und $\underline{U}_{\mathrm{OS},2}(+250\mathrm{Hz})$ im eingeschwungenen Normalbetrieb auftreten. Der Phasenwinkel hängt vom zeitlichen Verlauf der drei Magnetisierungsströme ab, welche durch die Hysteresekurve und durch den geometrischen Aufbau bestimmt sind. In Abbildung 6.5a sind die Strom- und Spannungszeiger im Vorfehlerzustand dargestellt. Es wird vorausgesetzt, dass der Spannungszeiger $\underline{E}_1$ auf der reellen Achse der 50-Hz-Ebene liegt. Beim dargestellten Impedanzzeiger $\underline{Z}_1$ wird ein induktiver Strom $\underline{I}_{\mathrm{OS},1}$ fließen, welcher sich auf den Magnetisierungsstrom $\underline{I}_{\mathrm{h},1}$ und $\underline{I}'_{\mathrm{US},1}$ entsprechend des Impedanzverhältnisses aufteilt. Nach dem Prinzip des Spannungsteilers kann die Spannung $\underline{U}'_{\mathrm{US},1}$ ermittelt werden. Wie vorher erwähnt wird ein nicht-sinusförmiger Magnetisierungsstrom fließen, welcher Anteile als Stromquellen $\underline{I}_{\pm 250\mathrm{Hz}}$ nachbildet. Nach dem Prinzip der Stromteiler und dem Verhältnis der Impedanzen $\mathrm{j}X_{\mathrm{h}}(f)$, $\underline{Z}'_{\mathrm{Last}}(f)$ und $\mathrm{j}X_{\sigma}(f)+\underline{Z}_{\mathrm{HS}}(f)$ werden die Ströme $\underline{I}_{\mathrm{OS}}(f)$, $\underline{I}_{\mathrm{US}}(f)$ und $\underline{I}_{\mathrm{h}}(f)$ fließen. Die Spannung $\underline{U}'_{\mathrm{US}}(f)$ wird anhand der Hauptreaktanz $X_{\mathrm{h}}(f)$ und des Stromes $\underline{I}_{\mathrm{h}}(f)$ ermittelt.

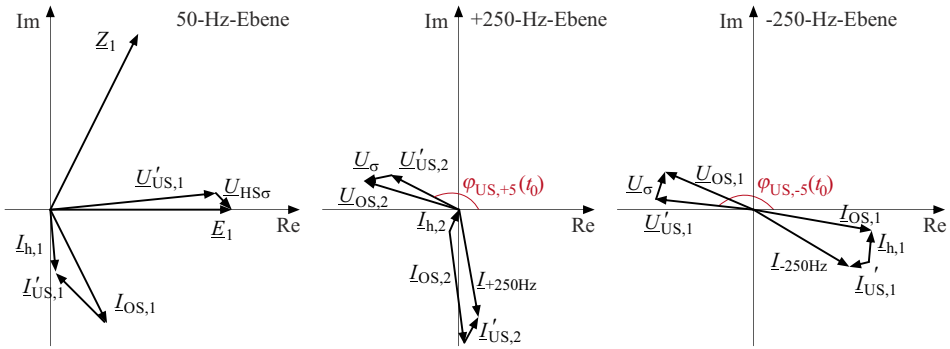
Im Vorfehlerzustand des Schaltzustands S1 (Last) richtet sich die Phasenlage der Spannungen $\underline{U}_{\mathrm{US}}(\pm 250\mathrm{Hz})$ nach der Schaltgruppe und nach dem Spannungsfall entlang der Streureaktanz $X_{\sigma}(f)$. Für die +250-Hz-Schwingung bleibt der Phasenwinkel $\varphi_{\mathrm{US},2}(250\mathrm{Hz})$ aufgrund der einzelnen Stromquelle im Gegensystem konstant. Bei steigender Belastung (Senkung der Impedanz $\underline{Z}'_{\mathrm{Last}}$) ändert sich der Strom $\underline{I}_{\mathrm{OS},2}(f)$ und der Spannungsfall $\underline{U}_{\sigma}(f)=\mathrm{j}X_{\sigma}(f)\cdot\underline{I}_{\mathrm{OS},2}(f)$, welcher zur Änderung der Phasenwinkel $\varphi_{\mathrm{OS},2}(250\mathrm{Hz})$ führt. Im Schaltzustand S2 und S3 wird die Impedanz $\underline{Z}'_{\mathrm{Last}}$ durch eine WEA ersetzt, welche als Spannungsquelle (WEA Typ 3) oder als Stromquelle (WEA Typ 4) nachgebildet werden. Bei der Einspeisung von WEA wird sich die Richtung des Stromes $\underline{I}'_{\mathrm{US}}$ umdrehen. Der Magnetisierungsstrom bleibt bei konstanter Strangspannung unverändert.

Nach Eintritt der LU sind die drei Impedanzen $\underline{Z}_{012}(f)$ parallel am Ort der LU geschaltet. Aus diesem Grund sind die drei Systeme mit zwei Stromquellen nicht voneinander entkoppelt. Die Spannung $\underline{E}_1$ teilt sich nach dem Prinzip der Spannungsteiler auf die Mit- $\underline{U}'_{\mathrm{US},1}+\underline{I}_{\mathrm{OS},1}(\mathrm{j}X_{\sigma}+\underline{Z}_{\mathrm{HS},1})$ und Gegensystemspannung $-\underline{U}'_{\mathrm{US},2}-\underline{I}_{\mathrm{OS},2}(\mathrm{j}X_{\sigma}+\underline{Z}_{\mathrm{HS},2})$ auf, wobei die Gegensystemspannung der Nullsystemspannung entspricht, s. Abbildung 6.5b. Die Spannung $\underline{I}_{\mathrm{OS}}(\mathrm{j}X_{\sigma}+\underline{Z}_{\mathrm{HS}})$ und $\underline{I}_{\mathrm{OS}}\underline{Z}_{\mathrm{HS}}$ wird in der Abbildung als $\underline{U}_{\mathrm{HS}\sigma}$ und $\underline{U}_{\mathrm{HS}}$ bezeichnet. Aufgrund geänderter Gesamtimpedanz $\underline{Z}_1+\underline{Z}_0||\underline{Z}_2$ wird ein neuer Netzzustand erreicht.

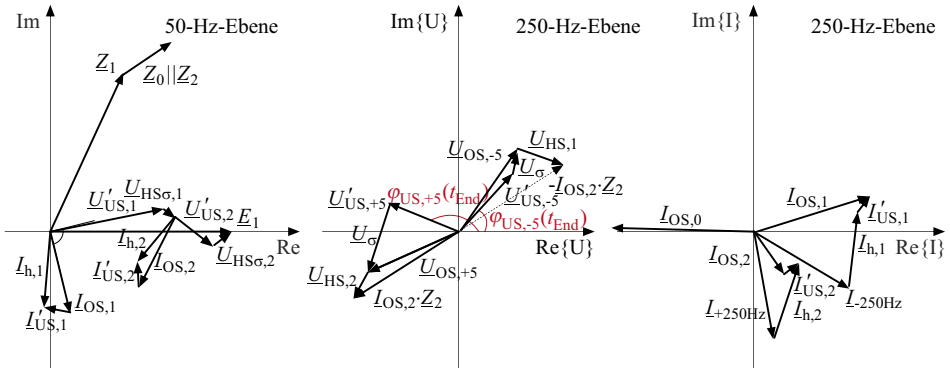
In der 250-Hz-Ebene sind die Spannungs- und Stromzeiger für eine bessere Übersicht getrennt dargestellt, s. Abbildung 6.5b. Es wird eine gleichbleibende Hysteresekurve mit dem gleichen Magnetisierungsstrom in den Abbildungen vorausgesetzt. Die Ströme $\underline{I}_{\mathrm{OS},1}(f)$ und $\underline{I}_{\mathrm{OS},2}(f)$ setzen sich aus den beiden Stromquellen zusammen, wobei $\underline{I}_{\mathrm{OS},1}(f)+\underline{I}_{\mathrm{OS},2}(f)+\underline{I}_{\mathrm{OS},0}(f)=0$ nach Gleichung (6.2e) betrachtet wird. Die Spannung $\underline{U}'_{\mathrm{US}}(f)=\mathrm{j}X_{\mathrm{h}}(f)\cdot\underline{I}_{\mathrm{h}}(f)$ wird nach dem Prinzip des Stromteilers von den beiden Stromquellen $\underline{I}_{\mathrm{h},+250\mathrm{Hz}}$ und $\underline{I}_{\mathrm{h},-250\mathrm{Hz}}$ gebildet. Darüber hinaus spielt die Stromquelle $\underline{I}_{+250\mathrm{Hz}}$ neben der 150-Hz-Schwingung eine Hauptkomponente für die Bildung des Magnetisierungsstromes [8]. Im Vergleich dazu ist die Amplitude der -250-Hz-Schwingung deutlich kleiner. Dadurch wird der Einfluss der Stromquelle $\underline{I}_{+250\mathrm{Hz}}$ eine bedeutende Auswirkung auf die Phasenwinkel $\varphi_{\mathrm{US},1}$ haben.

Anhand der vorgestellten Analyse wird die 5. Harmonische der Leiter-Erde-Spannung als geeignet für die Erkennung der LU betrachtet und hat sich als ausreichend herausgestellt. Auf der einen Seite ist sie mit dem Magnetisierungsstrom des Schenkels verbunden und ihr Auftreten ist typisch für alle Transformatoren. Auf der anderen Seite ist sie an der OS- und US-Seite des Transformators messbar und von der Sternpunktbehandlung des Netzes unabhängig.

Andere Harmonische zeigen sich als ungeeignet für die vorgeschlagene Methode, da sie entweder nicht im Frequenzspektrum zum Zeitpunkt t_0 sichtbar oder mit anderen Effekten verbunden



(a) Vorfehlerzustand zum Zeitpunkt t_0.



(b) Nach Eintritt einer einpoligen LU zum Zeitpunkt t_{End}.

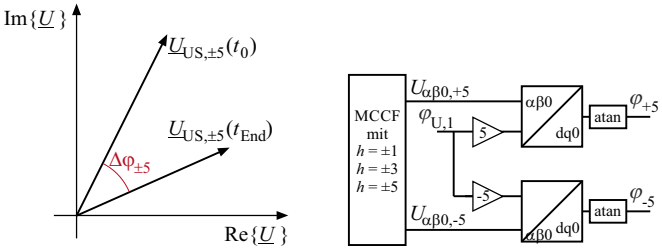
Abbildung 6.5: Strom- und Spannungszeiger für die Grund- und 250-Hz-Schwingung zum Zeitpunkt t_0 und t_{End}.

sind, z. B. die durch 3. teilbaren Harmonischen sind mit der Sternpunktbehandlung im Netz und der Erdkapazitäten bzw. der Erdschlusserkennung verkoppelt.

6.1.2 Derzeitige Anwendung des Deltaverfahrens im Schutzbereich

Im Bereich des allgemeinen Maschinenschutzes wird ein Vektorsprung als eine zusätzliche Funktionalität im Schutzgerät implementiert. Diese Schutzfunktion wird für kleinere Generatoren als Schutz gegen ungewollte Netzentkopplung eingesetzt. Falls die Entkopplung vom Netz auftritt, ändert sich schlagartig der Phasenwinkel der Spannung, welcher in einem Deltaverfahren ausgewertet wird [94].

Dieses Deltaverfahren basiert auf der Ermittlung einer Differenz $\Delta\varphi$ zwischen dem Phasenwinkel $\varphi = \arg \underline{U}(t)$ vor und nach der Netzentkopplung. Wenn diese Änderung $\Delta\varphi$ einen einge-



(a) Spannungszeiger $\underline{U}_h(t)$ vor und nach der LU.

(b) Phasenwinkels der 5. Harmonischen.

Abbildung 6.6: Funktionsweise des Deltaverfahrens zur Erkennung der Leiterunterbrechung:
a) Änderung der Spannungszeiger $\underline{U}(t)$
b) Ermittlung des Phasenwinkels $\varphi_{\pm 5}$

stellten Schwellenwert $\Delta\varphi_{\text{Einst}}$ überschreitet, wird ein Auslösekommando an den Leistungsschalter geschickt.

6.1.3 Anregung nach dem Deltaverfahren

Das Deltaverfahren mit der Auswertung des Phasenwinkels der Spannung wird für die Erkennung der Leiterunterbrechung in dieser Arbeit abgeleitet. Dazu wird die komplexe Spannung in einem eingeschwungenen Zustand vor $\underline{U}_h(t_0) = U_h(t_0)\mathrm{e}^{\mathrm{j}\varphi_{\text{t0}}}$ und nach $\underline{U}_h(t_{\text{End}}) = U_h(t)\mathrm{e}^{\mathrm{j}\varphi_{\text{tEnd}}}$ dem Eintritt der LU für die fünfte Harmonische $h = \pm 5$ ausgewertet. In Bezug auf die durchgeführten Untersuchungen im Modellnetz handelt es sich um die Zeitpunkte $t_0 = 0{,}02\,\text{s}$ und $t_{\text{End}} = 1\,\text{s}$. Die Phasenwinkeldifferenz der Leiter-Erde-Spannungen für die fünfte Harmonische berechnet sich wie folgt:

$$\Delta\varphi_{\pm 5} = \arg \underline{U}_{\text{US},\pm 5}(t_0) - \arg \underline{U}_{\text{US},\pm 5}(t_{\text{End}}) \tag{6.3}$$

In Abbildung 6.6 ist die allgemeine Funktionsweise des Deltaverfahrens mit der Ermittlung der Spannung für die Frequenz von ±250 Hz dargestellt. In Abbildung 6.6a ist der Spannungszeiger $\underline{U}_{\text{US},\pm 5}(t)$ zu zwei Zeitpunkten t_0 und t_{End} in der komplexen Ebene qualitativ dargestellt. Durch die einpolige LU ändert sich der Phasenwinkel des Spannungszeigers um $\Delta\varphi_{\pm 5}$. Als Anregung gilt die Überschreitung der Phasenwinkeldifferenz $\Delta\varphi_{\text{Einst}}$ (Schwellenwert). Bei der Betrachtung der zwei Polaritäten der 250-Hz-Frequenz wird eine Betragssumme $\Delta\varphi_5$ nach Gleichung (6.4a) gebildet und mit dem Schwellenwert verglichen. Für die erfolgreiche Anregung gilt $\Delta\varphi_5 > \Delta\varphi_{\text{Einst}}$.

$$\Delta\varphi_5 = \left|\Delta\varphi_{+5}\right| + \left|\Delta\varphi_{-5}\right| \tag{6.4a}$$

$$= \left|\varphi_{+5}(t_0) - \varphi_{+5}(t_{\text{End}})\right| + \left|\varphi_{-5}(t_0) - \varphi_{-5}(t_{\text{End}})\right| \tag{6.4b}$$

Um die 5. Harmonische der Spannung zu ermitteln, wird das MCCF-Filter angewendet, s. Abschnitt 2.1.1. Der Phasenwinkel der fünften Harmonischen ist in der Untersuchung auf den Phasenwinkel der Grundschwingung der US-Spannung mit $\pm 5 \cdot \omega t$ bezogen, s. Abbildung 6.6b. Aus

der Leiter-Erde-Spannung werden die 1., 3. und 5. Harmonische für die positive und negative Frequenz extrahiert. Diese Ermittlung mit dem Fokus auf den Phasenwinkel der 5. Harmonischen der Spannung ist in Abbildung 6.6b dargestellt. Eine beispielhafte Ermittlung der 1., 3. und 5. Harmonischen einer Leiter-Erde-Spannung ist im Anhang, Abbildung A.4 dargestellt. In Zeitschritten von 0,2 s werden die Spannungen mit den variablen Frequenzen ±50 Hz, ±150 Hz und ±250 Hz zugeschaltet, wobei immer zwischen der positiven oder negativen Frequenz einer Schwingung unterschieden wird. Die +50-Hz-Schwingung wird als Grundschwingung (Mitsystem) angenommen. Die -50-Hz-Schwingung entspricht dem Gegensystem der Spannung. Aus dem jeweiligen Diagramm kann man den genauen Zeitpunkt der Spannungsänderung und die Amplitude der Spannungspegel ablesen, z. B. im Diagramm der Abbildung A.4b wird zum Zeitpunkt $t = 0{,}6\,\mathrm{s}$ eine Spannung von 20 % mit einer Frequenz von −150 Hz (Gegensystemspannung) und einer Spannung von 10 % mit der Frequenz von +150 Hz zum Zeitpunkt $t = 0{,}8\,\mathrm{s}$ (Mitsystemspannung) zugeschaltet. Im Übergangszustand sind die berechnungsbedingten Übergangsvorgänge der zugeschalteten Oberschwingung in anderen Verläufen der Harmonischen zu erkennen. Dies weist auf die Kopplung der Harmonischen hin.

6.1.4 Ziel der Erkennungsmethode

In der vorliegenden Arbeit wird untersucht, mit welcher Wirksamkeit das Deltaverfahren für die 5. Harmonische der Leiter-Erde-Spannung zur Erkennung der LU beiträgt. Es werden die Untersuchungsergebnisse aus Kapitel 5 bei allen drei Schaltzuständen S1, S2 und S3 analysiert. Je nach untersuchtem Szenario ergibt sich ein Muster, welches die Erkennung der Leiterunterbrechung ermöglicht. Anhand der Ergebnisse wird ein möglicher Einstellwert der Anregung abgeleitet.

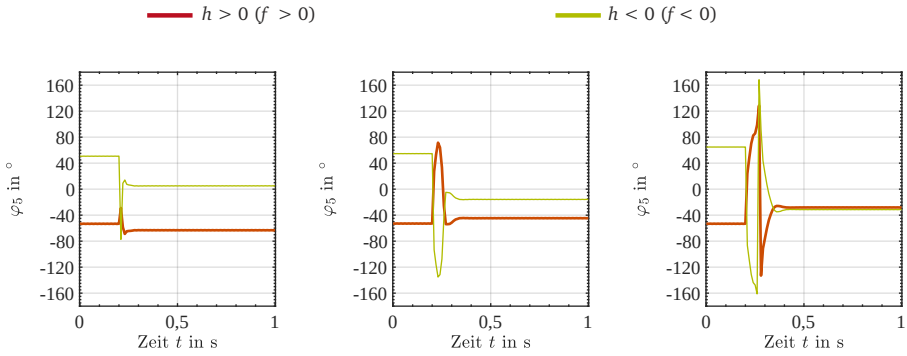
6.2 Auswertung der Untersuchungsergebnisse bei einpoliger Leiterunterbrechung

Das Deltaverfahren und die Ergebnisse werden zuerst im Szenario 1A, S1 analysiert. Im Anschluss wird die Untersuchung um die verbleibenden Szenarien erweitert und die Wirkung der Methode bei der Erkennung der einpoligen LU bewertet.

6.2.1 Zeitlicher Verlauf des Phasenwinkels $\varphi_{\mathrm{US},5}$ im Schaltzustand S1

Vor dem Hintergrund des Deltaverfahrens wird zuerst der Phasenwinkel $\varphi_{\mathrm{US},\pm5}(t)$ der 5. Harmonischen der Spannung $\underline{U}'_{\mathrm{US}}$ im zeitlichen Verlauf analysiert. In Abbildung 6.7 ist der Phasenwinkel für drei ausgewählte Belastungen ϑ_{T} im Schaltzustand S1 (Last) dargestellt. Jeweils sind zwei Verläufe des Phasenwinkels, die den Phasenwinkeln der Frequenz von +250 Hz ($h = +5$) und −250 Hz ($h = -5$) entsprechen, dargestellt. Vor dem Eintritt der LU zum Zeitpunkt $t_0 = 0{,}02\,\mathrm{s}$, beträgt der Phasenwinkel $\varphi_{+5}(t_0, \vartheta_{\mathrm{T}} = 0) = -53°$ für alle drei Belastungen und $\varphi_{-5}(t_0, \vartheta_{\mathrm{T}} = 0) = 51°$. Bei steigender Belastung, s. die Diagramme b) und c) bleiben die Phasenwinkel φ_{+5} gleich und der Phasenwinkel $\varphi_{-5}(t_0)$ steigt auf 65° im Vorfehlerzustand. Nach Eintritt der LU ändern sich die Phasenwinkel um 10° und 45° zum Zeitpunkt 1 s für die positive und negative Frequenz. Je stärker die Belastung desto länger dauert die Übergangsphase nach Eintritt der LU und die momentanen Abweichungen des Phasenwinkels vom Vorfehlerzustand nehmen zu. Die Erklärung der Ergebnisse erfolgt im nächsten Abschnitt.

Aus den zeitlichen Verläufen der drei Schaltzustände ist eine starke Änderung des Phasenwinkels für −250 Hz zu erkennen. Die Ausgangssituation mit dem vergleichbaren Phasenwinkel zum Zeitpunkt t_0 und mit einer steigenden Änderung des Phasenwinkels zeigen ein positives Ergebnis,



(a) Leerlauf $\vartheta_T = 0$. **(b)** Belastung $\vartheta_T = 20\,\%$. **(c)** Belastung $\vartheta_T = 70\,\%$.

Abbildung 6.7: Phasenwinkel der fünften Harmonischen der Spannung $\underline{U}_{US,5}(t)$ im Szenario 1A für den Vorfehlerzustand und nach Eintritt der einpoligen LU.

welches zur Erkennung der LU herangezogen wird. Im Gegensatz dazu wird eine kleinere Differenz des Phasenwinkels für die positive Frequenz beobachtet.

Für den Schaltzustand S1 kann ein Schwellenwert der Phasenwinkeldifferenz von $\Delta\varphi^{S1}_{Einst} = 40°$ gewählt werden, welche zur erfolgreichen Anregung führt. Dieser Schwellenwert berücksichtigt das Toleranzband von 20 % und wird anhand der minimalen Werte der Phasenwinkeldifferenz ermittelt und auf die Zehnerstelle gerundet, s. Gleichung (6.5a).

$$\Delta\varphi^{S1}_{Einst} = 80\,\% \cdot \min\left(\left|\Delta\varphi^{S1}_{5}\right|\right) \tag{6.5a}$$
$$= 80\,\% \cdot (55°) \tag{6.5b}$$
$$= 44° \Rightarrow 40° \tag{6.5c}$$

6.2.2 Auswertung der Phasenwinkel $\varphi_{OS,\pm5}(t_0)$ und $\varphi_{US,\pm5}(t_0)$ im Vorfehlerzustand

Die Untersuchungsergebnisse sind in den Tabellen 6.1 und 6.2 aufgelistet. In oberen Teil der Tabelle sind die Phasenwinkel der OS- $\varphi_{OS}(t_0)$ und US-Seite $\varphi_{US}(t_0)$ im Vorfehlerzustand eingetragen, welche für jeden Schaltzustand als Durchschnittswerte ermittelt werden.

Es ist zu erkennen, dass der Phasenwinkel $\varphi_{OS,\pm5}(t_0)$ näherungsweise konstant für alle Schaltzustände ist und einen vom Schaltzustand unabhängigen Ausgangspunkt für die Analyse der Phasenwinkel bildet. Für die +250-Hz-Schwingung variiert der Phasenwinkel zwischen 125° und 132° und für die -250-Hz-Schwingung zwischen 164° und 170°. Im Vergleich dazu ist der Phasenwinkel $\varphi_{US,\pm5}(t_0)$ näherungsweise gleich innerhalb einer Schaltgruppe. Für die Schaltgruppe YNy beträgt er $\varphi_{US,+5}(t_0) = 133°$ bis 136° und $\varphi_{US,-5}(t_0) = 152°$ bis 154°. Für die Schaltgruppe YNd wird die 250-Hz-Schwingung durch die Phasendrehung zusätzlich beeinflusst. Damit ergibt sich ein Phasenwinkel von $\varphi_{US,+5}(t_0) = -41°$ bis $-37°$ und $\varphi_{US,-5}(t_0) = 15°$ bis 28°.

In Abbildung 6.5a sind die ermittelten Phasenwinkel für die Spannungen $\underline{U}'_{\mathrm{US}}$ und $\underline{U}_{\mathrm{OS}}$ der Schaltgruppe YNy exemplarisch dargestellt. Ausgehend von der konstanten spannungsabhängigen Stromquelle $\underline{I}_{+250\mathrm{Hz}}(\underline{U}_{\mathrm{US},012})$ bleibt der Phasenwinkel $\varphi_{\mathrm{US},+5}$ bei steigender Belastung konstant. Im Gegensatz dazu variiert der Phasenwinkel $\varphi_{\mathrm{OS},+5}$ je nach belastungsabhängiger Spannung entlang der Streureaktanz $\underline{U}_{\sigma}(\vartheta_{\mathrm{T}})$.

Mithilfe der TK-Ersatzschaltung des Transformators ist zu erkennen, dass die Leistungsübertragung entlang der Streureaktanzen $X_{\sigma,\mathrm{Li}}$ (Längselementen) und die Magnetisierung des Kerns entlang der Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h,Li}}$ (Querelemente) erfolgt. Bei unveränderter Strangspannung und steigender Belastung erhöht sich der Spannungsfall entlang der Streureaktanz X_{σ}, welcher zur geringfügigen Spannungssenkung an der Hauptreaktanz X_{h} führt. Damit ist die Spannung $\underline{U}'_{\mathrm{US}}$ geringfügig von der Belastung ϑ_{T} abhängig. Darüber hinaus ist eine mögliche Beeinflussung zwischen den Längs- und Querelementen durch die Kopplung des Mit- und Nullsystems oder Gegen- und Nullsystems über die Elemente $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10}$ bzw. $\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20}$ gegeben, s. Abbildungen 3.14 und 3.20c.

Tabelle 6.1: Phasenwinkeldifferenz der fünften Harmonischen $\Delta\varphi_{\pm5}$ der Spannung U'_{US} für die Szenarien 1, 2 und 5. Die Spalte "A" bewertet eine erfolgreiche Anregung mit "1" $\Leftrightarrow$ $\Delta\varphi_5 > \Delta\varphi_{\mathrm{Einst}} = 40°$, s. Gleichung (6.4a).

Szenario:		1A (YNd)			1B (YNy)			2A (YNd)			2B (YNy)			5 (Yyn)		
	ϑ_{T}	$\Delta\varphi_{+5}$	$\Delta\varphi_{-5}$	A	$\Delta\varphi_{+5}$	$\Delta\varphi_{-5}$	A	$\Delta\varphi_{+5}$	$\Delta\varphi_{-5}$	A	$\Delta\varphi_{+5}$	$\Delta\varphi_{-5}$	A	$\Delta\varphi_{+5}$	$\Delta\varphi_{-5}$	A
	in %	in °	in °		in °	in °		in °	in °		in °	in °		in °	in °	
$\varphi_{\mathrm{OS},\pm5}(t_0)$	-	128	170	-	132	165	-	130	170	-	132	165	-	128	170	-
$\varphi_{\mathrm{US},\pm5}(t_0)$	-	-37	28	-	134	154	-	-38	15	-	136	154	-	133	135	-
Lasteinspeisung																
S1 (Last)	0	10	45	1	1	52	1	134	284	1	132	284	1	123	295	1
	20	-8	70	1	-61	148	1	-127	171	1	-129	171	1	-126	171	1
	70	-25	96	1	-12	137	1	-127	146	1	-129	144	1	-126	146	1
Netzstützung in Mit- und Gegensystem																
S2 (Typ 3)	0	117	-103	1	-3	58	1	-153	-154	1	-5	61	1	-4	62	1
	70	41	-47	1	19	35	1	-108	146	1	-9	61	1	-18	71	1
S3 (Typ 4)	0	111	106	1	7	42	1	157	15	1	8	43	1	9	44	1
Netzstützung im Mitsystem																
S2 (Typ 3)	0	118	-103	1	-7	61	1	-141	-165	1	-9	64	1	-8	65	1
	70	-61	117	1	30	28	1	-37	56	1	-5	57	1	-8	62	1
S3 (Typ 4)	0	125	-142	1	6	43	1	8	44	1	7	43	1	8	44	1
Ohne Netzstützung																
S2 (Typ 3)	0	-13	73	1	-22	79	1	-23	85	1	-25	84	1	-24	85	1
	70	-11	93	1	61	-6	1	-25	46	1	-21	51	1	-20	47	1
S3 (Typ 4)	0	1	54	1	-2	53	1	-1	47	1	4	39	1	5	40	1

6.2.3 Auswertung der Phasenwinkeldifferenz $\Delta\varphi_{\pm5}$ im Schaltzustand S1

Im Schaltzustand S1 (Last) wird die Phasenwinkeldifferenz $\Delta\varphi_{\pm5}$ in den Szenarien 1, 2 und 5 (Verteilnetz) anhand der Tabelle 6.1 ausgewertet. Die Phasenwinkeldifferenz ist immer auf die US-Seite bezogen, s. Gleichung (6.3).

Im Fall der Szenarien 2A, 2B und 5 ist gleiches Verhalten mit einer starken Phasenwinkeldifferenz von über 100° zu erkennen. In den Szenarien ist der Sternpunkt N kompensiert oder isoliert. Nach Eintritt der LU bedeutet diese Sternpunktbehandlung den Nullsystemstrom $\underline{I}_{\mathrm{OS},0} \to 0$ und $\underline{I}_{\mathrm{OS},1} \approx -\underline{I}_{\mathrm{OS},2}$, s. Abbildung 6.3b. Bei unveränderten Strömen $\underline{I}_{\pm250\mathrm{Hz}}$ führt es zur Phasenwinkeländerung der Ströme $\underline{I}_{\mathrm{h},1}(f)$ und $\underline{I}_{\mathrm{h},2}(f)$, welche sich auf die Spannung $\underline{U}'_{\mathrm{US},1}(f)$ und $\underline{U}'_{\mathrm{US},2}(f)$ auswirken.

Für die Szenarien 1A und 1B ist der Sternpunkt niederohmig geerdet. Bei der Voraussetzung $X_{\mathrm{T,umg}}(250\mathrm{Hz}) < X_{\mathrm{h}}(250\mathrm{Hz})$ wird sich der größte Teil des Stromes $\underline{I}_{\pm250\mathrm{Hz}}$ nach dem Prinzip des Stromteilers über das Nullsystem schließen, s. Abbildung 6.3b. Es führt zum Anstieg des Stromes $\underline{I}_{\mathrm{OS},0}(f)$, welcher sich auf die Spannung $\underline{U}'_{\mathrm{US},012}(f)$ auswirkt. Es gilt $\underline{I}_{\mathrm{OS},1}(f) \cdot \underline{Z}_1(f) = \underline{I}_{\mathrm{OS},2}(f) \cdot \underline{Z}_2(f) = \underline{I}_{\mathrm{OS},0}(f) \cdot \underline{Z}_0(f)$.

Darüber hinaus ist zu erkennen, dass die Phasenwinkeldifferenz $\Delta\varphi_{\pm5}$ einen Zuwachs der Phasenwinkeldifferenz als Absolutwert bei steigender Belastung aufweist, wobei die Richtung der Än-

Tabelle 6.2: Phasenwinkeldifferenz der fünften Harmonischen $\Delta\varphi_{\pm5}$ der Spannung U'_{US} für die Szenarien 3 und 4. Die Spalte "A" bewertet eine erfolgreiche Anregung mit "1" $\Leftrightarrow$ $\Delta\varphi_5 > \Delta\varphi_{\mathrm{Einst}} = 40°$, s. Gleichung (6.4a).

Szenario:		3A (YNd)			3B (YNy)			4A (YNd)			4B (YNy)		
	ϑ_{T}	$\Delta\varphi_{+5}$	$\Delta\varphi_{-5}$	A	$\Delta\varphi_{+5}$	$\Delta\varphi_{-5}$	A	$\Delta\varphi_{+5}$	$\Delta\varphi_{-5}$	A	$\Delta\varphi_{+5}$	$\Delta\varphi_{-5}$	A
	in %	in °	in °		in °	in °		in °	in °		in °	in °	
$\varphi_{\mathrm{OS},\pm5}(t_0)$	-	125	170	-	132	164	-	125	170	-	132	164	-
$\varphi_{\mathrm{US},\pm5}(t_0)$	-	-41	26	-	134	152	-	-41	26	-	135	152	-
Netzstützung in Mit- und Gegensystem													
S2 (Typ 3)	0	106	-99	1	-4	59	1	-115	177	1	-6	62	1
	70	32	-52	1	22	38	1	-142	164	1	-17	68	1
S3 (Typ 4)	0	-4	88	1	4	50	1	-85	161	1	5	47	1
Netzstützung im Mitsystem													
S2 (Typ 3)	0	107	-100	1	-7	61	1	-134	-169	1	-9	64	1
	70	-92	152	1	33	30	1	-37	52	1	-10	61	1
S3 (Typ 4)	0	80	-42	1	4	44	1	-165	-164	1	11	40	1
Ohne Netzstützung													
S2 (Typ 3)	0	-13	73	1	-23	81	1	171	-175	1	42	-40	1
	70	-13	110	1	65	-9	1	-25	4	$U \gg$	9	35	$U \gg$
S3 (Typ 4)	0	0	54	1	-	-		-5	63	1	-	-	

derungen für die positive und negative Polarität der Frequenz entgegengesetzt ist. Indirekt führt es auf die Spannungserhöhung entlang der Streureaktanz $\underline{U}_{\sigma}$ im Mit- und Gegensystem.

6.2.4 Auswertung der Phasenwinkeldifferenz $\Delta\varphi_{\pm 5}$ im Schaltzustand S2 und S3

Das passive Verhalten ändert sich, wenn die WEA sich an der Spannungshaltung an der US-Seite des HS-/MS-Transformators beteiligen. Aus der Untersuchung 5.4 mit der Vektorregelung ohne Netzstützung ist bekannt, dass der LSC-Umrichter nur mit einem Tiefpassfilter der Grenzfrequenz von 1 kHz (Antialiasing-Filter) ausgestattet ist. Damit enthalten die spannungsgesteuerten Leiterströme $\underline{I}_{\mathrm{LSC,L}i}$ einen Anteil an den Oberschwingungen von $f = \pm 250\,\mathrm{Hz}$, die durch den HS-/MS-Transformator verursacht sind. Daraus resultierende Leiterströme $\underline{I}_{\mathrm{LSC,L1L2L3}}$ werden anhand des gesamten Frequenzspektrums des Stromes gebildet. Bei der Anwendung des MCCF-Bandpassfilters (Vektorregelung mit Netzstützung) wird der Gehalt der Oberschwingungen im Stromregler verringert, s. Abbildung 2.2a und 6.6b. Dadurch wird überwiegend die 50-Hz-Grundschwingung des Stromes und nicht die 250-Hz-Schwingung beeinflusst. Im Leerlauf wird aufgrund der kleinen Spannungsdifferenz Δu_2 ein geringer Blindstrom $\Delta i_{\mathrm{b},2}$ eingespeist. Damit wird einerseits eine hohe frequenzabhängige Gegensystemimpedanz des LSC-Umrichters gebildet, andererseits wird die fünfte Harmonische der Spannung weniger durch den LSC-Umrichter beeinflusst.

Darüber hinaus wirkt die WEA Typ 3 als eine Spannungsquelle auf die Spannung $\underline{U}'_{\mathrm{US}}$ und die Ströme $\underline{I}'_{\mathrm{US}}$ sind zur Impedanz $\underline{Z}'_{\mathrm{Last}}$ proportional, s. Abbildung 6.5b. Im Vergleich dazu wirkt die WEA Typ 4 wie eine Stromquelle, welche die Ströme $\underline{I}'_{\mathrm{US},1}$ und $\underline{I}'_{\mathrm{US},2}$ in der untersuchten Netzkonfiguration regelt aber nicht den Nullsystemstrom. Die auftretenden Spannungen $\underline{U}'_{\mathrm{US}}$ resultieren aus dem Strom $\underline{I}'_{\mathrm{US}}$ und den Impedanzen.

Zuerst werden die Schaltgruppen YNy und Yyn (Szenarien 1B bis 4B und 5 mit dem kompensierten oder isolierten Sternpunkt) analysiert. Es ist zu erkennen, dass die Phasenwinkeldifferenz im Leerlauf $\vartheta_{\mathrm{T}} = 0$ für den Schaltzustand S2 und S3 näherungsweise konstant für die WEA mit der Netzstützung bleibt. Er beträgt $|\Delta\varphi_{+5}| = 3..11°$ und $|\Delta\varphi_{-5}| = 40°..65°$. In dem Fall ist das Verhalten der WEA mit Netzstützung näherungsweise gleich. Der Grund dafür ist einerseits der Aufbau der Spannung $\underline{U}_{\mathrm{OS},1} \approx 1\,\mathrm{p.u.}$ durch die Beeinflussung der Spannungen $\underline{U}'_{\mathrm{US},1}$ und eine geringfügige Beeinflussung der Gegensystemspannung $\underline{U}'_{\mathrm{US},2}$, s. Abbildung 6.5b. In Hinblick auf den Schaltzustand S1 ähneln sich die Ergebnisse des Szenarios 1B im Leerlauf, wenn die Spannung $\underline{U}_{\mathrm{OS},1}$ aufgebaut wird mit einer Spannungsunsymmetrie $k_{\mathrm{U}} \to 0$. Die WEA ohne Netzstützung weisen höhere Phasenwinkeldifferenzen auf.

Im Starklastfall wird einerseits die Mitsystemspannung $\underline{U}_{\mathrm{OS},1} \approx 1\,\mathrm{p.u.}$ aufgebaut andererseits tritt die Gegensystemspannung auf, welche geringfügig mithilfe der Netzstützung reduziert wird. Im Schaltzustand S3 mit Netzstützung wird kein Arbeitspunkt mit einer konstanten Mitsystemspannung erreicht, wenn eine Wirkleistungseinspeisung stattfindet. Die Mitsystemspannung beinhaltet die 10-Hz-Schwingung mit der belastungsabhängigen Amplitude, welche zur schwingungsbelasteten Phasenwinkeländerung der fünften Harmonischen führt, s. Kapitel 5.4.2. Darüber hinaus tritt im Schaltzustand S3 ohne Netzstützung eine Überspannung $U_{\mathrm{OS},1}(t_{\mathrm{End}}) > 1{,}1\,\mathrm{p.u.}$ auf, welche zur Unsymmetrie der Hauptreaktanzen führt für welche die Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS}} > 0$ sind. Aus diesen Gründen sind keine Ergebnisse für die Belastung $\vartheta_{\mathrm{T}} = 70\,\%$ im Schaltzustand S3 dargestellt. Im kompensierten oder isolierten HS-Netz (Szenario 2 und 5) sind vergleichbare Phasenwinkeldifferenzen zwischen Leerlauf und Starklast zu erkennen. Das bedeutet, dass die Phasenwinkel der 250-Hz-Schwingung näherungsweise konstant bleiben. Wenn der Strom $\underline{I}_{\mathrm{OS},0} > 0$ beträgt, wird ein neuer Zustand mit der Bedingung $\underline{I}_{\mathrm{OS},1} + \underline{I}_{\mathrm{OS},2} + \underline{I}_{\mathrm{OS},0} = 0$ auftreten. Dadurch wird eine stärkere

Phasenwinkeldifferenz im Szenario 1B erwartet. Für die Schaltgruppe YNd ist die Umgebungsreaktanz $X_{\mathrm{T,umg}}$ kleiner als für die Schaltgruppe YNy. Es führt dazu, dass neue Impedanzverhältnisse auftreten, welche zu anderen Phasenwinkeln φ_{US} führen.

Die Ergebnisse zwischen dem Verteilnetz und dem Windparknetz sind aus Sicht der Phasenwinkeldifferenz näherungsweise identisch. Damit entsprechen die Szenarien 3 und 4 den Szenarien 1 und 2. Eine Ausnahme tritt bei der WEA ohne Netzstützung mit dem Netzanschlusspunkt an der OS-Sammelschiene auf. Im Schaltzustand S2 im Szenario 4 tritt die Überspannung an der OS-Sammelschiene auf (s. Abbildung 5.6b), welches als "$U \gg$ " in Tabelle 6.2 markiert ist. Dies führt einerseits zur stärkeren Sättigung des HS-/MS-Transformators, andererseits wird kein stabiler Phasenwinkel $\varphi_{\pm 5}$ nach Eintritt der LU erreicht. Im Gegensatz dazu nimmt der Phasenwinkel $\varphi_{\pm 5}$ im Schaltzustand S3 für die Schaltgruppe YNy (Szenarien 3B und 4B) keinen konstanten Wert an. Aus diesem Grund gibt es keine Ergebnisse für diese Szenarios.

6.2.5 Auswertung der Ergebnisse für den ausgewählten Schwellenwert $\Delta\varphi_{\mathrm{Einst}}$

Zusammengefasst wird im Szenario 1A in Schaltzustand S1 der Schwellenwert von $\Delta\varphi_{\mathrm{Einst}} = 40°$ gewählt, s. Gleichung 6.5. Des Weiteren wird geschaut, ob der gewählte Schwellenwert in den weiteren Szenarien zur erfolgreichen Anregung führt. Das Ergebnis ist in der Spalte "A" als Anregung in den Tabellen 6.1 und 6.2 aufgelistet. Wenn die Bedingung $\Delta\varphi_5 \geq \Delta\varphi_{\mathrm{Einst}}$ erfüllt ist, erfolgt die Anregung, welche als Eins "1" markiert wird.

Im Schaltzustand S1 wird die Phasenwinkeldifferenz beim Schwellenwert $\Delta\varphi_{\mathrm{Einst}} = 40°$ erkannt. Die zwei kleinsten Werte liegen für den Transformator mit niederohmiger Sternpunkterdung (Szenario 1) vor. Wie im vorherigen Kapitel erwähnt, ist die Erkennung der Leiterunterbrechung für diese Sternpunkterdung besonders im Leerlauf problematisch. Wie theoretisch analysiert, ist die Phasenwinkeldifferenz $\Delta\varphi_{-5}$ ausreichend hoch für die Erkennung der LU. Bei der Einspeisung von WEA im Verteilnetz (Schaltzustand S2 und S3 in den Szenarien 1, 2 und 5) sind die Phasenwinkeldifferenzen ausreichend groß, um die Erkennung der LU zu gewährleisten. In diesem Fall spielt die Netzstützung keine Rolle.

Nach dem Wechsel des Netzanschlusspunktes der WEA auf die OS-Sammelschiene (Windparknetz, Szenarien 3 und 4) erfolgt die korrekte Erkennung der LU mit dem vorher ausgewählten Schwellenwert. In Abschnitt 6.2.4 wird gezeigt, dass die Phasenwinkeldifferenz $\Delta\varphi_{\pm 5}$ für bestimmte Zustände der WEA ohne Netzstützung keinen konstanten Wert in Vergleich zur Anlage mit Netzstützung annimmt. Darüber hinaus tritt die Überspannung von $U_{\mathrm{OS}} > 1{,}1\,\mathrm{p.u.}$ im Fall der WEA Typ 3 nach Eintritt der LU auf. Für die beiden Zustände ist die Funktionsweise des Deltaverfahrens nur bedingt wirksam, da der Phasenwinkel vor und nach Eintritt der LU nicht präzise bestimmt wird.

6.2.6 Schlussfolgerungen

Der Phasenwinkel φ_{US} nach Eintritt der LU hängt sowohl von der Parallelschaltung der Systeme am Ort der LU als auch vom Nullsystem (Sternpunktbehandlung und Schaltgruppe) ab. Das Verhalten für die isolierten und kompensierten Netze ist näherungsweise gleich bei der Lasteinspeisung und führt zu gleichen Phasenwinkeldifferenzen. Bei der Einspeisung von WEA beeinflusst die Umgebungsreaktanz die Phasenwinkeldifferenz durch die geänderten Impedanzverhältnisse. Im Fall des Windparknetzes ohne Netzstützung sind die Phasenwinkeldifferenzen für die -250-Hz-Schwingung deutlich kleiner, was einen Einfluss auf die Erkennung der LU hat.

Mithilfe des gewählten Schwellenwerts für das Deltaverfahren wird die LU an der OS-Seite des HS-/MS-Transformators bei Lasteinspeisung erkannt. Die Anwendung des Deltaverfahrens

zeigt, dass durch die Beobachtung der 5. Harmonischen der Spannung an der US-Seite des HS-/MS-Transformators eine Erkennung der Leiterunterbrechung unabhängig von der Belastung des Transformators im Verteilnetz möglich ist.

Die Einstellung des Schwellenwerts $\Delta\varphi_{\text{Einst}}$ wird anhand der Ergebnisse aus Szenario 1A als Referenzwert angenommen. In den Szenarien ist diese Einstellung mit der Bewertung der Frequenz $\pm 250\,\text{Hz}$ ausreichend genau, um eine Leiterunterbrechung festzustellen. Die vorgestellte Methode wird nicht mit anderen Fehlerarten oder im Netzbetrieb üblichen Vorgängen geprüft. Somit ist eine Überfunktion möglich. Trotzdem bietet sie eine gute Möglichkeit, die Leiterunterbrechung zu erkennen und eine potenzielle Gefahr an die Leitstelle zu melden.

7 Fazit und Ausblick

Die Modellierung eines Drehstromtransformators spielt eine sehr wichtige Rolle bei der Betrachtung unsymmetrischer Netzzustände. Der geometrische Aufbau des Dreischenkeltransformators muss in der Netzberechnung unsymmetrischer Netzzustände mit der geeigneten Modellierung des magnetischen Kreises berücksichtigt werden. Die Untersuchungen haben belegt, dass die Nachbildung des Drehstromtransformators bei einpoligen Leiterunterbrechungen entscheidend für die realitätsnahe Berechnung ist.

Zur Nachbildung des Transformators bei unsymmetrischen Netzzuständen wird ein topologisch korrektes Modell (TK-Modell) in der vorliegenden Arbeit ausgewählt und in Leitergrößen sowie in symmetrischen Komponenten analysiert. Zuerst werden die Auswirkungen einer netzseitigen Spannungsunsymmetrie auf die Impedanz des Transformators untersucht. Hierfür liegt die Unsymmetrie der Hauptreaktanzen und die daraus resultierte Kopplung zwischen den Leitern bzw. zwischen Mit-, Gegen- und Nullsystem im Fokus. Zugleich wird die Ersatzschaltung des TK-Modells in symmetrischen Komponenten mit der Berücksichtigung der Koppelimpedanzen abgeleitet und der Einfluss einer Spannungsunsymmetrie auf die Elemente der TK-Ersatzschaltung vergleichbar wie zum Modell in Leitergrößen untersucht.

Des Weiteren wird ein aggregiertes Verteilnetz als 20-kV-Modellnetz mit hohem Anteil dezentraler Energieerzeugungsanlagen modelliert und das Spannungsverhalten bei einer einpoligen Leiterunterbrechung an der vorgelagerten 110-kV-Spannungsebene innerhalb der Untersuchungen analysiert. Im Modellnetz werden drei Schaltgruppen des Verteilnetztransformators mit geeigneten Sternpunktbehandlungen sowie die Windenergieanlagen Typ 3 und Typ 4 als dezentrale Energieerzeugungsanlagen berücksichtigt. Aus den Ergebnissen wird ein signifikanter Einfluss der Windenergieanlagen mit dynamischer Netzstützung auf die Leiter-Erde-Spannung während der Leiterunterbrechung in Bezug auf den Belastungszustand beobachtet.

Darüber hinaus wird das Deltaverfahren zur Erkennung der Leiterunterbrechung bei der aus der Schutzsicht besonderen Berücksichtigung des leerlaufenden Transformators vorgestellt. Anhand der erzielten Ergebnisse im Modellnetz wird die Erkennung der Leiterunterbrechung anhand des Deltaverfahrens für die fünfte Harmonische der Leiter-Erde-Spannung erfolgreich bewertet.

7.1 Untersuchungen des topologisch korrekten Transformatormodells

Bei der Anwendung des topologisch korrekten Modells wird der geometrische Aufbau des Transformators mit der Nachbildung der Umgebung berücksichtigt. Somit muss dieses Modell bei der Berechnung unsymmetrischer Netzzustände mit der gegenseitigen Beeinflussung der Schenkel verwendet werden. Überdies ist das Modell auch bei der Netzsymmetrie von Vorteil, wenn ein Übergangszustand im Fokus der Netzberechnung liegt.

Die an den Transformatorklemmen anliegende Spannungsunsymmetrie hat einerseits einen erkennbaren Einfluss auf die jeweiligen hysteresebehafteten Hauptreaktanzen, anderseits auf die Koppelreaktanzen zwischen den Leitern bzw. Schenkeln. Anhand der durchgeführten Berechnungen wird eine starke Impedanzunsymmetrie des Drehstromtransformators beobachtet, wenn eine zehnprozentige Spannungsunsymmetrie im Drehstromnetz überschritten wird. Die nach den aktuellen Vorschriften maximal zugelassene zweiprozentige Unsymmetrie der angelegten Spannung an den Transformatorklemmen ist für den angenähert symmetrischen Betrieb des Betriebsmittels und der daraus resultierenden Möglichkeit zur Anwendung der klassischen T-Ersatzschaltung entscheidend.

In der Arbeit wird ein Dreischenkeltransformator als TK-Modell detailliert untersucht. Die Abhängigkeit der Transformatorimpedanz von der Spannungsunsymmetrie zeigt in symmetrischen

Komponenten, dass eine bedeutende Kopplung zwischen Mit- und Gegensystem auftritt. Dadurch ist der Einfluss der Gegensystemspannung auf die magnetische Durchflutung im Kern und auf die Bildung der Hauptreaktanzen im unsymmetrischen Netzzustand nicht mehr vernachlässigbar. Im Fall der Kopplung zwischen dem Mit- und Nullsystem oder Gegen- und Nullsystem ist die gegenseitige Beeinflussung geringer aber nicht vernachlässigbar, wie die Übergangszustandsuntersuchung mit der angeschlossenen Windenergieanlage zeigt.

Anhand des Gleichungssystems des Dreischenkeltransformators als TK-Modell wird die neue TK-Ersatzschaltung des Transformators in symmetrischen Komponenten ausgearbeitet. Hierbei sind deutliche Unterschiede mit einem verbesserten Detaillierungsgrad besonders für die Nachbildung des Nullsystems, zu erkennen. Darüber hinaus werden die komplexen Koppelreaktanzen zwischen einzelnen Systemen identifiziert und ihre Bedeutung in der Ersatzschaltung im Fall einer Spannungsunsymmetrie beschrieben. Bei Netzsymmetrie lässt sich die TK-Ersatzschaltung zur in der Literatur bekannten T-Ersatzschaltung ohne Koppelelemente reduzieren. Anschließend wird die Hauptreaktanz im Nullsystem analytisch als dreieckförmige Schaltung der Streu-, Haupt-, und Umgebungsreaktanz definiert. Diese theoretischen Überlegungen bezüglich der Auswirkungen der Spannungsunsymmetrie auf die Transformatorimpedanz werden bei einer realen Messung am Versuchstransformator bestätigt.

Im Ausblick der Nachbildung des Drehstromtransformators wird die breitere Anwendung des topologisch korrekten Modells in Netzberechnungsprogrammen anstelle der klassischen T-Ersatzschaltung empfohlen. Infolge realer Ereignisse und der benötigten Berechnungen im unsymmetrischen Netz werden bereits Transformatormodelle um die Angabe der Schenkelanzahl in den gängigen Netzberechnungsprogrammen erweitert, was eine positive Entwicklung der Berechnungsprogramme darstellt.

7.2 Untersuchungen der Leiterunterbrechung im Verteilnetz

In dieser Arbeit werden die Windenergieanlagen in zwei Netzvarianten (das Modellnetz eines Verteilnetzes und das Modellnetz eines Windparknetzes) untersucht und ihre Auswirkung auf die Leiter-Erde-Spannung am HS-/MS-Transformator bei einer einpoligen Leiterunterbrechung erörtert. Dafür wird die Abhängigkeit von der Schaltgruppe, der Belastung des Transformators und von der Sternpunktbehandlung des Netzes bei Rückspeisung aus dem unterlagerten MS-Netz analysiert.

Als eine Referenz des Verhaltens gelten die Leiter-Erde-Spannungen, welche theoretisch ermittelt werden. Im Netz mit niederohmig geerdetem Sternpunkt wird die durch die Leiterunterbrechung betroffene Strangspannung am leerlaufenden Transformator aufgebaut. Mit steigender Belastung des Transformators sinkt die Mitsystemspannung und die Spannungsunsymmetrie am Transformator steigt. Im isolierten Netz oder im Netz mit Erdschlusskompensation ist der Spannungsaufbau nicht gegeben.

Durch die Rückwirkung von Windenergieanlagen wird die Mitsystemspannung im HS-Netz gestützt. Diese dynamische Spannungsstützung und Priorisierung der Mitsystemspannung durch die Regelung der netzseitigen Umrichter hat eine erhebliche Auswirkung auf den belasteten Zustand des Transformators bei einpoliger Leiterunterbrechung. In diesem Fall wird die Mitsystemspannung unabhängig von der Belastung und vom Typ der Windenergieanlage gestützt. Die WEA Typ 3 stellt einen doppeltgespeisten Asynchrongenerator dar. Das elektrische Netzverhalten setzt sich aus dem Verhalten eines LSC-Umrichters mit dem Verhalten des Asynchrongenerators zusammen. Der untersuchte Übergangszustand ist im ersten Augenblick von den physikalischen Eigenschaften des Asynchrongenerators zur Impedanzbildung in Mit- und Gegensystem entscheidend. Im weiteren Verlauf wird er durch den LSC-Umrichter gesteuert. Demgegenüber entspricht die WEA Typ 4

einem selbstgeführten Vollumrichter. Aus diesem Grund ist der Übergangszustand stark vom eingespeisten Blind- und Wirkstrom abhängig, welcher wiederum von der umgesetzten Vektorregelung festgelegt sind.

Während der Durchführung der Untersuchung werden Schwierigkeiten bei der Modellierung der Windenergieanlagen und beim Netzbetrieb identifiziert. Beim Entwurf der Regelung für den selbstgeführten Umrichter wird empfohlen, die Unstetigkeit der hinterlegten Kennlinien zu vermeiden. Am Beispiel des vorgegebenen Totbandes der dynamischen Netzstützung wird die zusätzliche Blindstromeinspeisung für eine geringfügige Änderung der Spannungsunsymmetrie um den Unstetigkeitsbereich besonders stark beeinflusst, wenn höhere Verstärkungsfaktoren gewählt werden. Des Weiteren wird in der umgesetzten Regelung der dynamischen Netzstützung ein Tiefpassfilter zur Stabilisierung des Ausgangswertes eingebaut, um den Phasenwinkel zuverlässig zu erkennen. Die gewählte Grenzfrequenz wird in die Leitergrößen bei der Einspeisung des zusätzlichen Blindstromes übertragen und besonders bei der Leiterunterbrechung erkennbar. Exemplarisch tritt eine 10-Hz-Schwingung besonders stark im WEA Typ 4 auf, wenn die Impedanz der Erzeugungsanlage dynamisch durch die Regelung des stromeinprägenden Umrichters definiert wird. Des Weiteren wird eine Schwierigkeit beim Entwurf der Regelparameter des VSC-Umrichters in symmetrischen Komponenten beobachtet. Derzeit wird von einer Kopplung der d- und q-Achse ausgegangen. Mit steigender Komplexität durch die Einspeisung in Mit- und Gegensystem werden einerseits pro System zwei PI-Regler benötigt, andererseits findet in der umgesetzten Regelung keine Kompensation der gegenseitigen Beeinflussung der Systeme im Übergangszustand statt. Aus diesem Grund soll ein standardisiertes Verfahren zum Parameterentwurf vergleichbar wie für die Vektorregelung ohne Netzstützung verwendet werden. Der Parameterentwurf wird zusätzlich durch die unterschiedlichen Impedanzen bei der Streckennachbildung in Mit- und Gegensystem erschwert. Dieses Problem wird schon beim Entwurf der rotorseitigen Umrichter für den Asynchrongenerator mit den unterschiedlichen schlupfabhängigen Rotorwiderständen in Mit- und Gegensystem sichtbar.

Aus Sicht des Netzbetriebes spielen die Impedanzen der WEA in Mit- und Gegensystem eine entscheidende Rolle für das Verhalten bei einpoliger Leiterunterbrechung. Die dynamische Spannungsstützung wird für die Netzstützung beim Kurzschluss entwickelt. Somit ist die dynamische Netzstützung für eine Leiterunterbrechung nicht ausgelegt und besonders bei der Einspeisung über ein Stichkabel und einen HS-/MS-Transformator für den zuverlässigen Netzbetrieb gefährlich. Der doppeltgespeiste Asynchrongenerator ist von der Problematik weniger betroffen, da die Impedanz des Generators physikalisch bedingt ist und ein anderes Verhalten am Anschlusspunkt zu erwarten ist. Es wird empfohlen, dass die Vektorregelung des stromeinprägenden Umrichters das Verhalten einer Spannungsquelle aufweist. Das bedeutet, dass ein Thévenin-Äquivalent im Vordergrund der Umrichterauslegung beachtet werden muss.

In Anbetracht der Rückwirkung von Windenergieanlagen auf die Spannungsverhältnisse bei einpoliger Leiterunterbrechung ist einerseits die weitere Untersuchung mit unterschiedlichen Faktoren der dynamischen Netzstützung denkbar. Auf der anderen Seite soll eine Untersuchung in einem vermaschten Verteilnetz mit mehreren Windenergieanlagentypen und mit unterschiedlichen Verbrauchertypen erfolgen, um mehr Erkenntnisse über diese Fehlerart zu gewinnen. Darüber hinaus ist eine Untersuchung mit einer geänderten Leistungsrichtung bei anstehender Leiterunterbrechung besonders interessant, wenn der Stufensteller des Transformators zusätzlich die Spannungsverhältnisse im unterlagerten Netz beeinflusst.

7.3 Untersuchung der Methode zur Erkennung der Leiterunterbrechung

Um eine einpolige Leiterunterbrechung zu erkennen, wird eine neue Methode in der Arbeit ausgearbeitet. Die Methode basiert auf dem Deltaverfahren mit der Auswertung der fünften Harmo-

nischen der Leiter-Erde-Spannung an der US-Seite des HS-/MS-Transformators. Die gemessene Leiter-Erde-Spannung wird getrennt für die positive und die negative Polarität der Frequenz von 250 Hz mithilfe eines komplexen Bandpassfilters gewonnen. Anhand der Spannung wird die Phasenwinkeldifferenz vor und nach Eintritt der Leiterunterbrechung verglichen und bei Überschreitung eines Schwellenwerts als Anregungskriterium betrachtet.

In der Arbeit werden fünf definierte Szenarien im Modellnetz bei einpoliger Leiterunterbrechung analysiert und die Wirksamkeit der Erkennung der Leiterunterbrechung anhand des Deltaverfahrens geprüft. Die Leiterunterbrechung wird in den Szenarien korrekt erkannt, wenn eine schwingungsfreie Mitsystemspannung der Grundschwingung erreicht wird. Im anderen Fall nimmt der Phasenwinkel der fünften Harmonischen der Spannung keinen konstanten Wert an. Besonders beim schwach belasteten Transformator, wenn andere Anregungskriterien versagen, hat das vorgestellte Deltaverfahren positive Ergebnisse erzielt. Die Wirksamkeit der Erkennung der Leiterunterbrechung ist von der Belastung, Leistungsrichtung der Wirkleistung über den Transformator, sowie von der Sternpunktbehandlung unabhängig. Sie basiert auf den physikalischen Eigenschaften des nichtlinearen Transformatorkerns und der Durchflutung der Schenkel. Darüber hinaus muss die Wirksamkeit der Erkennung in weiteren Netzen mit angepasster Regelung der Umrichter erfolgen.

Im Ausblick der Weiterentwicklung des Anregungskriteriums wird eine praktische Umsetzung des Deltaverfahrens zur Erkennung einer einpoligen Leiterunterbrechung genannt. Hierbei soll das Deltaverfahren auf Überfunktion bei anderen Fehlerarten im Netz getestet werden und eine einfachere Handhabung zum Entwurf des Schwellenwerts verschafft werden. Darüber hinaus haben die im realen Netz vorhandenen Oberschwingungen einen wichtigen Einfluss bei der Bewertung der Spannungsqualität, welche in einem weiteren Schritt bei der Erkennung der Leiterunterbrechung betrachtet werden muss.

Literatur

Bücher

[1] D. Oeding und B. R. Oswald, *Elektrische Kraftwerke und Netze*. Springer Berlin Heidelberg, 2016.

[2] V. Crastan, *Elektrische Energieversorgung 1, Netzelemente, Modellierung, stationäres Verhalten, Bemessung, Schalt- und Schutztechnik*. Springer Berlin Heidelberg, 2012.

[3] B. R. Oswald, *Berechnung von Drehstromnetzen*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013.

[4] J. A. Martinez-Velasco, *Power System Transients: Parameter Determination*. CRC PR INC, 2009.

[5] G. R. Slemon, *Electric machines and drives*. Addison Wesley, 1992.

[6] K. Karsai, L. Kiss und D. Kerényi, *Large Power Transformers*. Amsterdam: Elsevier Science, 1987.

[7] W. Mathis, *Theorie nichlinearer Netzwerke*. Springer Berlin Heidelberg, 1987.

[8] T. Buchhold und H. Happoldt, *Elektrische Kraftwerke und Netze*. Springer-Verlag, 1963.

[9] W. Schossig und T. Schossig, *Netzschutztechnik: Anlagentechnik für elektrische Verteilungsnetze*. VDE Verlag GmbH, 2013.

[10] C. Neumann und G. Balzer, *Schalt- und Ausgleichsvorgänge in elektrischen Netzen*. Springer-Verlag GmbH, 3. Mai 2016.

[11] W. H. Kersting, *Distribution System Modeling and Analysis (Electric Power Engineering Series)*. CRC Press, 2001.

[12] A. Binder, *Elektrische Maschinen und Antriebe*. Springer Berlin Heidelberg, 2012.

[13] S. Zacher und M. Reuter, *Regelungstechnik für Ingenieure, Analyse, Simulation und Entwurf von Regelkreisen*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2014, Bd. 14.

[14] X.-P. Zhang, C. Rehtanz und B. Pal, *Flexible AC Transmission Systems: Modelling and Control*. Springer-Verlag GmbH, 2012.

Vorschriften, Anwendungsregeln und Leitfaden

[15] *Leistungstransformatoren Teil 1: Allgemeines*, VDE 0532-1, VDE or IEC, DIN, 2003.

[16] *Technische Regeln für den Anschluss von Kundenanlagen an das Mittelspannungsnetz und deren Betrieb (TAR Mittelspannung)*, VDE-AR-N 4110, 2018.

[17] *Merkmale der Spannung in öffentlichen Elektrizitätsversorgungsnetzen; Deutsche Fassung EN 50160:2010 + Cor.:2010, Deutsche Fassung EN 50160:2010 + Cor. :2010*, DIN EN 50160, DIN, 2011.

[18] *Drehende elektrische Maschinen – Teil 1: Bemessung und Betriebsverhalten (IEC 60034-1:2004); Deutsche Fassung EN 60034-1:2004*, VDE 530-1, DIN, 2005.

[19] *Sicherheit von Maschinen – Elektrische Ausrüstung von Maschinen – Teil 1: Allgemeine Anforderungen (IEC 60204-1:2005, modifiziert), Deutsche Fassung EN 60204-1:2006*, VDE 0113-1, DIN, 2007.

[20] *Wind turbines - Part 1: Design requirements*, IEC 61400-1, IEC, 2005.

[21] *Technische Regeln für den Anschluss von Kundenanlagen an das Hochspannungsnetz und deren Betrieb (TAB Hochspannung)*, VDE-AR-N 4120, 2018.

[22] *Loading guide for dry-type power transformers*, IEC 60905, IEC, 1987.

[23] *Maßnahmen bei Beeinflussung von Telekommunikationsanlagen durch Starkstromanlagen, Teil 2: Beeinflussung durch Drehstromanlagen*, VDE 0845-6-2, 2014.

[24] *Anlagenzubau nach Windkraftanlagentyp*, 22. Feb. 2018.

[25] *Wind turbines - Part 27-1: Electrical simulation models – Wind turbines*, IEC 61400-27, IEC, 2015.

[26] *Erdung von Starkstromanlagen mit Nennwechselspannungen über 1 kV*, DIN VDE 0101-2, 2011.

[27] *Technische Richtlinien für Erzeugungseinheiten und -anlagen*, Teil 4 (TR), Version 8, FGW, März 2016.

[28] *Short-circuit currents in three-phase a.c. systems, Part 0: Calculation of currents*, IEC 60909-0, IEC, 2016.

[29] *Erzeugungsanlagen am Niederspannungsnetz - Technische Mindestanforderungen für Anschluss und Parallelbetrieb von Erzeugungsanlagen am Niederspannungsnetz*, VDE-AR-N 4105, 2018.

[30] *Technische Regeln für den Anschluss von Kundenanlagen an das Höchstspannungsnetz und deren Betrieb (TAR Hochspannung)*, Vorbehaltlich der Notifizierung gem. RiLi (EU) 2015/1535 (Stand 17.05.2018), VDE-AR-N 4130, DIN, 2018.

[31] *Analysis of System Transients Using Digital Programs Working Group - Tutorial Course Special Publication and Transient Analysis and of Power and Systems. Solution Techniques, Tools and Applications*, IEEE Power und Energy Society, 2011.

[32] *Power transformer - Application guide*, IEC 60076-8, IEC, 1997.

Wissenschaftliche Veröffentlichungen

[33] J. A. Martinez, R. Walling, B. A. Mork, J. Martin-Arnedo und D. Durbak, “Parameter Determination for Modeling System Transients - Part III: Transformers”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Jg. 20, Nr. 3, S. 2051–2062, Juli 2005.

[34] G. Achleitner, W. Leitner, G. Druml, R. Simon und L. Fickert, “110-kV-Erdschlussversuch und Test eines Erdschlussdistanzschutzes”, *ETG STE*, 2017.

[35] M. Bollen, “Definitions of Voltage Unbalance”, *IEEE Power Engineering Review*, 2002.

[36] P. Pillay und M. Manyage, “Definitions of Voltage Unbalance”, *IEEE Power Engineering Review*, Jg. 22, Nr. 11, S. 49–50, 2002.

[37] A. K. Singh, G. K. Singh und R. Mitra, “Some Observations on Definitions of Voltage Unbalance”, in *2007 39th North American Power Symposium*, Las Cruces, NM, USA: IEEE, Sep. 2007.

[38] L. R. Limongi, R. Bojoi, C. Pica, F. Profumo und A. Tenconi, “Analysis and Comparison of Phase Locked Loop Techniques for Grid Utility Applications”, in *2007 Power Conversion Conference - Nagoya*, Nagoya, Japan: IEEE, Apr. 2007.

[39] N. Hoffmann, R. Lohde, M. Fischer, F. W. Fuchs, L. Asiminoaei und P. Thogersen, “A review on fundamental grid-voltage detection methods under highly distorted conditions in distributed power-generation networks”, in *2011 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, Phoenix, AZ, USA: IEEE, Sep. 2011.

[40] S. Golestan, J. M. Guerrero und J. C. Vasquez, “Three-Phase PLLs: A Review of Recent Advances”, *IEEE Transactions on Power Electronics*, Jg. 32, Nr. 3, S. 1894–1907, März 2017.

[41] J. Wu, “Influence of Phase-Locked Loops of Inverter-Interfaced Distributed Generation on Voltage Recovery during Short Circuit”, Masterarbeit, TU Darmstadt, 2018.

[42] X. Guo, W. Wu und Z. Chen, “Multiple-Complex Coefficient-Filter-Based Phase-Locked Loop and Synchronization Technique for Three-Phase Grid-Interfaced Converters in Distributed Utility Networks”, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Jg. 58, S. 1194–1204, Apr. 2011.

[43] P. Krasselt, S. Weck und T. Leibfried, “Voltage-based harmonic compensation using MCCF state estimation”, in *2014 IEEE Innovative Smart Grid Technologies - Asia (ISGT ASIA)*, Kuala Lumpur, Malaysia, Mai 2014, S. 284–289.

[44] “IEEE Recommended Practice for Electric Power Distribution for Industrial Plants (IEEE Red Book)”, *ANSI/IEEE Std 141-1986*, Nr. IEEE Std 141, Okt. 1993.

[45] G. Madescu, M. Biriescu, M. Mot und V. Mueller, “Analysis of the unsymmetrical induction motor supplied by unbalanced voltage system”, in *Ingenierías 10 (35), 48-56*, 2007.

[46] K. Sandhu und V. Chaudhary, “Steady state modelling of induction motor operating with unbalanced supply system”, in *WSEAS Transactions on Circuits and Systems*, Bd. 8, 2009.

[47] I. M. El-Mohr, “Effect of negative sequence torque on induction motor plant during transient fault conditions”, in *POWERCON 98. 1998 International Conference on Power System Technology. Proceedings*, Bd. 1, Beijing, China: IEEE, Aug. 1998, 591–594 vol.1.

[48] D. Batorowicz, H. Zimmer, P. Franz und J. Hanson, “Impact of Battery Charging of Electric Vehicles on the Power Quality in Smart Homes and Low Voltage Distribution Networks”, *Renewable Energy Power Quality Journal*, Jg. 1, Nr. 14, S. 151–156, 2016.

[49] T. Plößer, C. Schweinsberg, B. Niersbach und J. Hanson, “Power Quality Assessment of an Urban Medium Voltage Grid”, in *The 8th International Conference Remoo*, Venice, Italy, 2018.

[50] H. S. Bronzeado, E. Saraiva, M. L. R. Chaves und J. C. de Oliveira, “A comparative investigation on three-phase transformers modeling with and without magnetic coupling between phases”, in *2008 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition: Latin America*, Bogota, Colombia, Aug. 2008.

[51] C. W. 3. 02, “Guidelines for representation of network elements when calculating transients”, *CIGRE Brochure 39*, 1990.

[52] B. Mork, F. Gonzalez, D. Ishchenko, D. Stuehm und J. Mitra, “Hybrid Transformer Model for Transient Simulation: Part I - Development and Parameters”, *2007 IEEE Power Engineering Society General Meeting*, S. 1–1, Juni 2007.

[53] J. A. Martinez und B. A. Mork, “Transformer Modeling for Low- and Mid-Frequency Transients - A Review”, *IEEE Trans-actions on Power Delivery*, Jg. 20, Nr. 2, S. 1625–1632, Apr. 2005.

[54] C. M. Arturi, “Transient simulation and analysis of a three-phase five-limb step-up transformer following an out-of-phase synchronization”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Jg. 6, S. 196–207, Jan. 1991.

[55] E. C. Cherry, “The Duality between Interlinked Electric and Magnetic Circuits and the Formation of Transformer Equivalent Circuits”, *Proceedings of the Physical Society*, Jg. 62, Nr. 2, S. 101, 1949.

[56] M. Elleuch und M. Poloujadoff, “A contribution to the modeling of three phase transformers using reluctances”, *IEEE Transactions on Magnetics*, Jg. 32, S. 335–343, 1996.

[57] S. E. Zirka, Y. I. Moroz und E. Rahimpour, “Towards a transformer transient model as a lumped-distributed parameter system”, *COMPEL - The international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering*, Jg. 36, Nr. 3, S. 741–750, 2017.

[58] A. Ramos, J. C. Burgos, A. Moreno und E. Sorrentino, “Determination of Parameters of Zero-Sequence Equivalent Circuits for Three-Phase Three-Legged YNynd Transformers Based on Onsite Low-Voltage Tests”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Jg. 28, Nr. 3, S. 1618–1625, Juli 2013.

[59] N. Chiesa, B. A. Mork und H. K. Høidalen, “Transformer Model for Inrush Current Calculations: Simulations, Measurements and Sensitivity Analysis”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Jg. 25, Nr. 4, S. 2599–2608, Okt. 2010.

[60] T. Weber, “Nachbildung von Transformatoren und Transformatordifferentialschutzrelais in einem digitalen Netzmodell”, Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, 1995.

[61] D. C. Jiles und D. L. Atherton, “Ferromagnetic hysteresis”, *IEEE Transactions on Magnetics*, Jg. 19, Nr. 5, S. 2183–2185, 1983.

[62] D. L. Atherton und D. C. Jiles, “Theory of ferromagnetic hysteresis”, *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, Jg. 61, Nr. 1-2, S. 48–60, 1986.

[63] “IEEE Guide for Transformer Loss Measurement”, *IEEE Std C57.123-2010 (Revision of IEEE Std C57.123-2002)*, S. 1–49, Aug. 2010.

[64] F. Corcoles, L. Sainz, M. Salichs, J. Pedra und J. Sanchez-Navarro, “Three-phase transformer modelling for unbalanced conditions, Part 1: core modelling and introductory examples”, *IET Electric Power Applications*, Jg. 2, Nr. 2, S. 99–112, März 2008.

[65] M. Rioual und J. C. Reveret, “Energization of step-up transformers for wind-farms: Modeling and its validation by tests performed on a 10 MW site”, in *2009 IEEE Power Energy Society General Meeting*, Calgary, AB, Canada, Juli 2009, S. 1–7.

[66] “IEEE Guide for the Application of Transient Recovery Voltage for AC High-Voltage Circuit Breakers”, *IEEE Std C37.011-2011 (Revision of IEEE Std C37.011-2005)*, Nr. IEEE Std C37.011, 2011.

[67] D. S. Batorowicz und J. Hanson, “Einfluss einer Spannungsunsymmetrie im Netz auf die Strangspannung und die Sternpunktverlagerung eines Leistungstransformators”, in *STE 2017 – Sternpunktbehandlung in Netzen bis 110 kV (D-A-CH) - 4. ETG-Fachtagung*, Aschaffenburg, Germany, 2017.

[68] A. Honrubia-Escribano, E. Gómez-Lázaro, J. Fortmann, P. Sørensen und S. Martin-Martinez, “Generic dynamic wind turbine models for power system stability analysis: A comprehensive review”, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Jg. 81, S. 1939–1952, Jan. 2018.

[69] P. Schegner, U. Schmidt und K. Frowein, “Influences on the Neutral Point Treatment Caused by Changing General Requirements and New Network Concepts”, in *STE 2017 – Sternpunktbehandlung in Netzen bis 110 kV (D-A-CH) - 4. ETG-Fachtagung*, Aschaffenburg, Deutschland, 2017.

[70] S. E. Zirka, Y. I. Moroz, A. J. Moses und C. M. Arturi, “Static and Dynamic Hysteresis Models for Studying Transformer Transients”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Jg. 26, Nr. 4, S. 2352–2362, Okt. 2011.

[71] S. Engelhardt, J. Kretschmann, J. Fortmann, F. Shewarega, I. Erlich und T. Neumann, “Capability and limitations of DFIG based wind turbines concerning negative sequence control”, in *2013 IEEE Power & Energy Society General Meeting*, IEEE, 2013.

[72] I. Erlich, J. Kretschmann, J. Fortmann, S. Mueller-Engelhardt und H. Wrede, “Modeling of Wind Turbines Based on Doubly-Fed Induction Generators for Power System Stability Studies”, in *2008 IEEE Power and Energy Society General Meeting - Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century*, Bd. 22, Pittsburgh, PA, USA, Aug. 2007, S. 909–919.

[73] S. Engelhardt, I. Erlich, C. Feltes, J. Kretschmann und F. Shewarega, “Reactive Power Capability of Wind Turbines Based on Doubly Fed Induction Generators”, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Jg. 26, Nr. 1, S. 364–372, März 2011.

[74] J. Fortmann, S. Engelhardt, J. Kretschmann, C. Feltes und I. Erlich, “Generic simulation model for DFIG and full size converter based wind turbines”, *Proceedings of the 9th International Workshop on Large-Scale Integration of Wind Power*, 2010.

[75] J. Fortmann, S. Engelhardt, J. Kretschmann, C. Feltes und I. Erlich, "New Generic Model of DFG-Based Wind Turbines for RMS-Type Simulation", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Jg. 29, Nr. 1, S. 110–118, März 2014.

[76] Y. Zhou, P. Bauer, J. A. Ferreira und J. Pierik, "Operation of Grid-Connected DFIG Under Unbalanced Grid Voltage Condition", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Jg. 24, Nr. 1, S. 240–246, März 2009.

[77] M. Z. Sujod, I. Erlich und S. Engelhardt, "Improving the Reactive Power Capability of the DFIG-Based Wind Turbine During Operation Around the Synchronous Speed", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Jg. 28, Nr. 3, S. 736–745, 2013.

[78] I. Erlich, T. Neumann, F. Shewarega, P. Schegner und J. Meyer, "Wind turbine negative sequence current control and its effect on power system protection", in *2013 IEEE Power & Energy Society General Meeting*, Vancouver, BC, Canada: IEEE, 2013.

[79] Y. Lei, A. Mullane, G. Lightbody und R. Yacamini, "Modeling of the Wind Turbine With a Doubly Fed Induction Generator for Grid Integration Studies", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Jg. 21, Nr. 1, S. 257–264, März 2006.

[80] S. Engelhardt, J. Kretschmann, J. Fortmann, F. Shewarega, I. Erlich und C. Feltes, "Negative sequence control of DFG based wind turbines", in *2011 IEEE Power and Energy Society General Meeting*, Detroit, MI, USA: IEEE, Juli 2011.

[81] Y. Chang und J. Hu, "Modeling, analysis and parameters design of rotor current control in DFIG-based wind turbines for dynamic performance optimizing", in *2017 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, Cincinnati, OH, USA: IEEE, Okt. 2017.

[82] J. Hu, H. Nian, H. Xu und Y. He, "Dynamic Modeling and Improved Control of DFIG Under Distorted Grid Voltage Conditions", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Jg. 26, Nr. 1, S. 163–175, 2011.

[83] A. Norouzi, "Open phase conditions in transformers analysis and protection algorithm", in *2013 66th Annual Conference for Protective Relay Engineers*, College Station, TX, USA, Apr. 2013, S. 112–125.

Sonstige Literaturquellen

[84] R. Hannah und J. Ledford, "NRC To Conduct Special Inspection at Oconee Nuclear Plant", Techn. Ber., 2016.

[85] "Open Phase Conditions in Electric Power System", U.S. Nuclear Regulatory Commission, Techn. Ber. 8-9, 2015.

[86] S. West, "Byron Unit 2 - NRC Special Inspection Team (SIT), Report 05000455/2012008", United States Nuclear Regulatory Commission, Techn. Ber., 2012.

[87] "Development and Analysis of an Open-Phase Detection Scheme", EPRI, Palo Alto, CA, Techn. Ber., Version 1026484, 2012.

[88] "Nuclear Maintenance and Application Center: Development and Analysis and of an Open and Phase and Detection Scheme and for Various and Configurations of and Auxiliary Transformers", EPRI, Palo Alto, CA, Techn. Ber., Version 3002000764, 2013.

[89] "Analysis of Station Auxiliary Transformer Response to Open Phase Conditions", EPRI, Palo Alto, CA, Techn. Ber., Version 1025772, 2012.

[90] "Development and Analysis of a Double Open-Phase Detection Scheme for Various Configurations of Auxiliary Transformers", EPRI, Palo Alto, CA, Techn. Ber., Version 3002003256, 2014.

[91] “Interim Report: EPRI Open-Phase Detection Method”, EPRI, Palo Alto, CA, Techn. Ber., Version 3002004432, 2014.

[92] (26. Nov. 2019). Solar Decathlon 2009, Adresse: https://www.solardecathlon.tu-darmstadt.de/solar_decathlon_2009/home.de.jsp (besucht am 26. 11. 2019).

[93] (13. Feb. 2018). BDEW-Pressegespräch, bdew, Adresse: https://www.bdew.de/media/documents/20171220_PI_Anlage_Zahlen-Fakten.pdf.

[94] (2013). Siemens Protection Catalogs, Katalog SIP, Ed. 7, Adresse: http://www.automation-berlin.com/downloads/siemens/energy_ptd/7UM62_Katalog_SIP_E6.pdf.

Eigene Veröffentlichungen

D. S. Batorowicz, J. Hanson, O. Goieva, W. Schoenberger und A. Shustov, “Impact of open phase fault conditions on electrical protection and motor behaviour”, in *13th International Conference on Development in Power System Protection 2016 (DPSP)*, Edinburgh, UK, 2016, S. 1–6.

D. Batorowicz, H. Zimmer, P. Franz und J. Hanson, “Impact of Battery Charging of Electric Vehicles on the Power Quality in Smart Homes and Low Voltage Distribution Networks”, *Renewable Energy Power Quality Journal*, Jg. 1, Nr. 14, S. 151–156, 2016.

J. Stadlmann, D. Batorowicz, C. Fuhr, J. Hanson, S. Leis und M. Seidel, “Analysis of Electrical Energy Consumption of Accelerator Reserach Facilities”, in *7th International Particle Accelerator Conference*, Busan, Korea, 2016.

D. S. Batorowicz und J. Hanson, “Einfluss einer Spannungsunsymmetrie im Netz auf die Strangspannung und die Sternpunktverlagerung eines Leistungstransformators”, in *STE 2016 – Sternpunktbehandlung in Netzen bis 110 kV (D-A-CH) - 4. ETG-Fachtagung*, Aschaffenburg, Germany, 2017.

D. S. Batorowicz, B. Niersbach und J. Hanson, “Advanced Modelling of Equivalent Networks Considering Full- Size Converters in Short-Circuit Current Calculations According to IEC60909-0:2016”, in *NEIS*, Hamburg, Germany, 2017.

B. Niersbach, D. S. Batorowicz und J. Hanson, “Impact of Wind Farms with Full-Size Converters on Short-Circuit Currents During Line-to-Line Short”, in *WIW*, Berlin, Germany, 2017.

Betreute Abschlussarbeiten

A. Pfendler, “Zeitlicher Kurzschlussstromverlauf von Windkraftanlagen mit Vollumrichter”, Bachelorarbeit, TU Darmstadt, 2014.

S. Schreiter, “Dynamische Kurzschlussstromberechnung im Mittelspannungsnetz bei hoher Einspeisung durch Windgeneratoren”, Masterarbeit, TU Darmstadt, 2014.

H. Schröder, “Technische Netzanforderungen der Erzeugungsanlagen - Blindleistungsabgabe”, Bachelorarbeit, TU Darmstadt, 2014.

A. M. Shinde, “Development of Advanced Simulation Platform for Renewable Energy Systems Analysis and Optimization”, Masterarbeit, TU Darmstadt, 2014.

O. Goieva, “Dynamic calculations for investigation of impact of open phase faults on electrical power supply systems”, Masterarbeit, TU Darmstadt, 2015.

E. Goueko, “Untersuchung der Auswirkungen von unsymmetrischer Belastung auf Dieselgeneratoren im elektrischen Energieversorgungssystem”, Masterarbeit, TU Darmstadt, 2015.

J. A. Häffner, “Einfluss von Spannungsunsymmetrien auf stationäre Kurzschlussstromberechnung unter Berücksichtigung der Einspeisung von dezentralen Erzeugungsanlagen”, Bachelorarbeit, TU Darmstadt, 2015.

S. Leis, “Analyse des elektrischen Energieverbrauchs und der Energieeffizienz von international verteilten Beschleunigeranlagen”, Studienarbeit, TU Darmstadt, 2015.

B. Venkataseshadri, “Entwicklung von Verfahren zur Analyse von PV-Diesel-Hybridsystemen”, Masterarbeit, TU Darmstadt, 2015.

S. Bittman, “Berechnung und Darstellung des Schutzkonzeptes eines Windparks”, Bachelorarbeit, TU Darmstadt, 2016.

L. L. Gall, “Einfluss von Unterbrechungen auf das Eigenbedarfsnetz eines Kraftwerks”, Masterarbeit, TU Darmstadt, 2016.

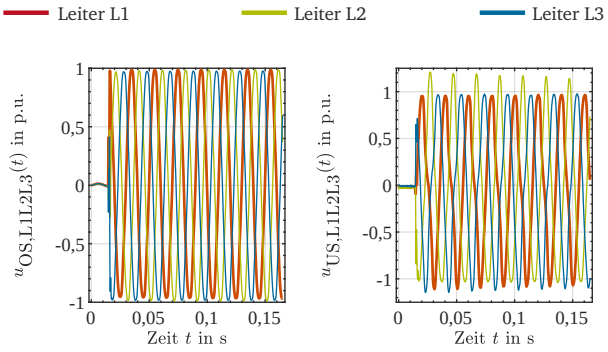
R. A. Tunisi, “Die Spannungsqualität im Niederspannungsnetz des surPLUShome”, Bachelorarbeit, TU Darmstadt, 2016.

K. Xu, “Dynamische Berechnungen für die Ermittlung der Auswirkung der tertiären Wicklung des Leistungstransformators auf Fehlerströme”, Masterarbeit, TU Darmstadt, 2016.

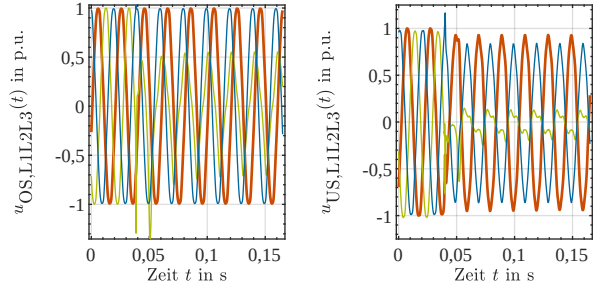
M. Klich, “Auslegung der Wirk- und Blindstromeinspeisung einer Windkraftanlage bei Spannungsunsymmetrie”, Masterarbeit, TU Darmstadt, 2017.

X. Ran, “Netzschutzversuch - Szenariendefinition und analytische Ausarbeitung”, Studienarbeit, TU Darmstadt, 2017.

T. Razaqi, “Digitaler Netzschutz”, Studienarbeit, TU Darmstadt, 2017.



(a) Leiter-Erde-Spannungen beim Einschaltvorgang.



(b) Leiter-Erde-Spannungen bei der einpoligen Leiterunterbrechung.

Abbildung A.1: Leiter-Erde-Spannungen $u_{\mathrm{OS,Li}}(t)$ und $u_{\mathrm{US,Li}}(t)$ am Versuchstransformator:
a) Einschaltvorgang
b) Einpolige Leiterunterbrechung

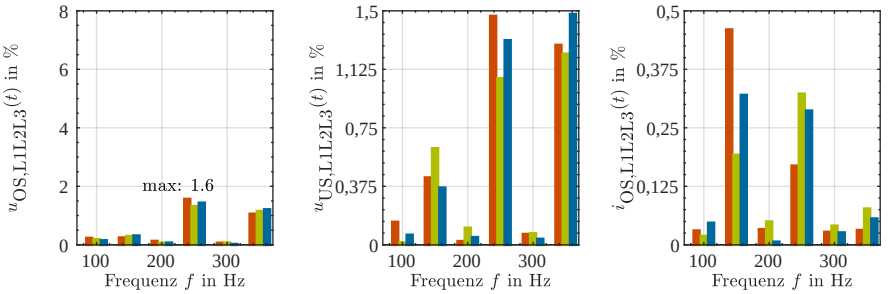
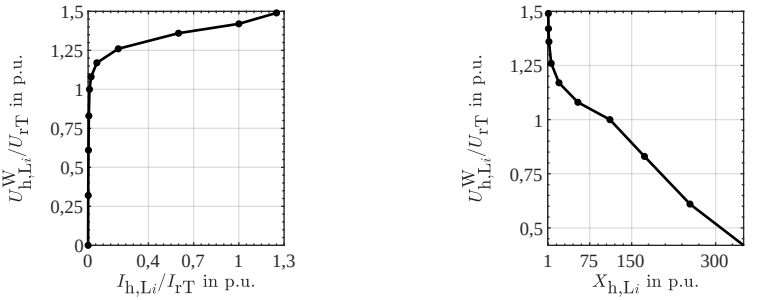


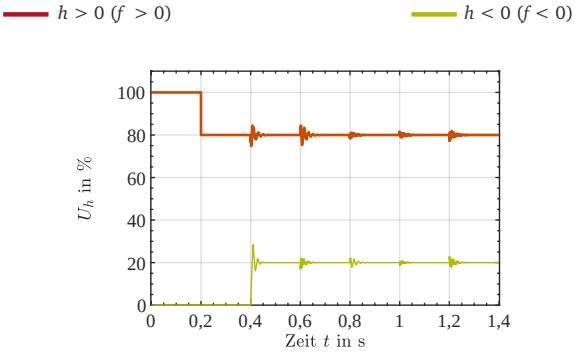
Abbildung A.2: Frequenzspektrum der Leiter-Erde-Spannungen $U_{\mathrm{OS},Li}(t_{\mathrm{End}})$ und $U_{\mathrm{US},Li}(t_{\mathrm{End}})$ sowie des Stromes $I_{\mathrm{OS},Li}(t_{\mathrm{End}})$ bei einer einpoligen Leiterunterbrechung.



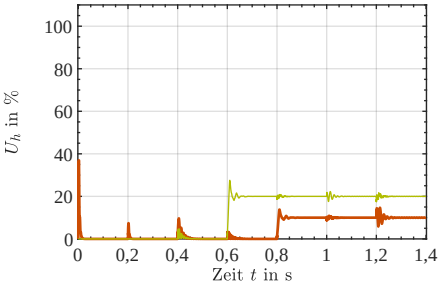
(a) Sättigungskennlinie $U^{\mathrm{W}}_{\mathrm{h},Li}(I_{\mathrm{h},Li})$.

(b) Nichtlinearität der Hauptreaktanz.

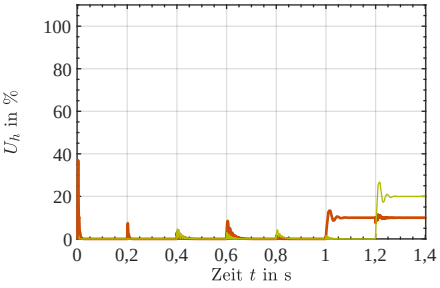
Abbildung A.3: Sättigungskennlinie eines GO-Stahls (kornorientiertes Elektroblech).



(a) Grundschwingung mit $h = \pm 1$.

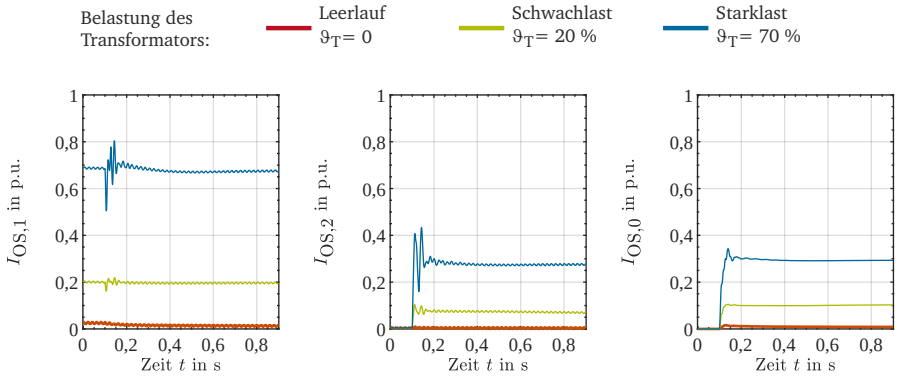


(b) Dritte Harmonische $h = \pm 3$.

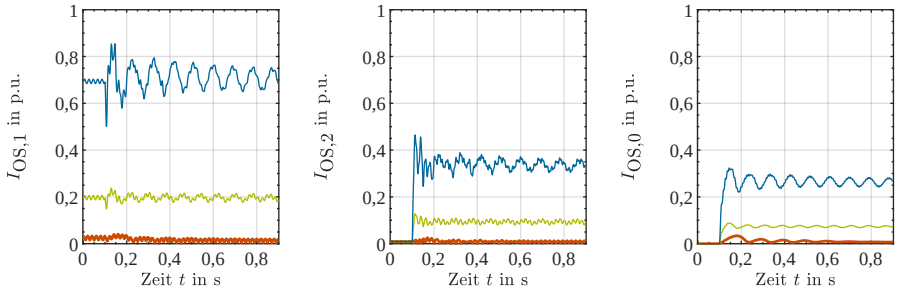


(c) Fünfte Harmonische $h = \pm 5$.

Abbildung A.4: Ermittlung der Oberschwingungen der Spannung in symmetrischen Komponenten mithilfe des MCCF-Filters a) für die Grundschwingung mit ±50 Hz b) und c) für die Oberschwingung von ±150 Hz oder ±250 Hz

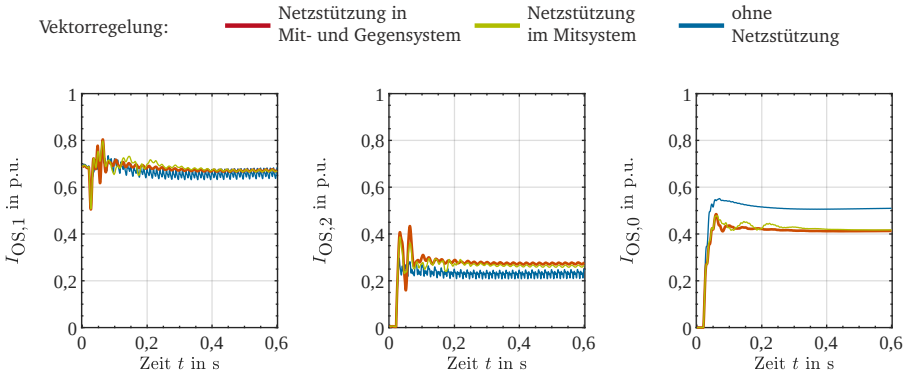


(a) Schaltzustand S2 (WEA Typ 3).

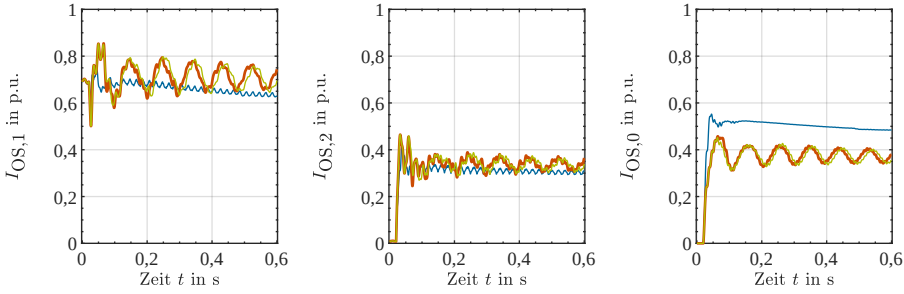


(b) Schaltzustand S3 (WEA Typ 4).

Abbildung A.5: Einfluss der Transformatorbelastung von WEA a) Typ 3 und b) Typ 4 auf den Strom in Szenario 1A.



(a) Schaltzustand S2 (WEA Typ 3).



(b) Schaltzustand S3 (WEA Typ 4).

Abbildung A.6: Strom im Szenario 1A in Abhängigkeit der drei Vektorregelungen a) im Schaltzustand S2 und b) im Schaltzustand S3.

G.1 Ermittlung der vollbesetzten Impedanzmatrix des TK-Modells

$$\begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L2}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L3}} \\ \hline \underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L1}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L2}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L3}} \\ \hline 0 \end{bmatrix} = \mathrm{j} \left[\begin{array}{ccc|ccc|c} X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma & 0 & 0 & X_{\mathrm{h,L1}} & 0 & 0 & -X_{\mathrm{h,L1}}-X_\sigma \\ 0 & X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma & 0 & 0 & X_{\mathrm{h,L2}} & 0 & -X_{\mathrm{h,L2}}-X_\sigma \\ 0 & 0 & X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma & 0 & 0 & X_{\mathrm{h,L3}} & -X_{\mathrm{h,L3}}-X_\sigma \\ \hline X_{\mathrm{h,L1}} & 0 & 0 & X_{\mathrm{h,L1}} & 0 & 0 & -X_{\mathrm{h,L1}} \\ 0 & X_{\mathrm{h,L2}} & 0 & 0 & X_{\mathrm{h,L2}} & 0 & -X_{\mathrm{h,L2}} \\ 0 & 0 & X_{\mathrm{h,L3}} & 0 & 0 & X_{\mathrm{h,L3}} & -X_{\mathrm{h,L3}} \\ \hline X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma & X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma & X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma & X_{\mathrm{h,L1}} & X_{\mathrm{h,L2}} & X_{\mathrm{h,L3}} & -X_\sum \end{array}\right] \begin{bmatrix} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1}} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L2}} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L3}} \\ \hline \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L1}} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L2}} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L3}} \\ \hline \underline{I}_{\mathrm{T,umg}} \end{bmatrix} \tag{G.1a}$$

$$= \mathrm{j} \left[\begin{array}{ccc|ccc|c} 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & \frac{X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma}{X_\sum} \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & \frac{X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma}{X_\sum} \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & \frac{X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma}{X_\sum} \\ \hline \frac{X_{\mathrm{h,L1}}}{X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma} & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & \frac{X_{\mathrm{h,L1}}}{X_\sum} \\ 0 & \frac{X_{\mathrm{h,L2}}}{X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma} & 0 & 0 & 1 & 0 & \frac{X_{\mathrm{h,L2}}}{X_\sum} \\ 0 & 0 & \frac{X_{\mathrm{h,L3}}}{X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma} & 0 & 0 & 1 & \frac{X_{\mathrm{h,L3}}}{X_\sum} \\ \hline 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \end{array}\right] \begin{bmatrix} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1}}\left(X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma\right) \\ \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L2}}\left(X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma\right) \\ \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L3}}\left(X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma\right) \\ \hline \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L1}}X_{\mathrm{h,L1}} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L2}}X_{\mathrm{h,L2}} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L3}}X_{\mathrm{h,L3}} \\ \hline -\underline{I}_{\mathrm{T,umg}}X_\sum \end{bmatrix} \tag{G.1b}$$

$X_\sum =$ nach Gleichung (3.12)

$$\begin{aligned} \underline{I}_{\mathrm{T,umg}}X_\sum &= \sum_i \left[\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},Li}\left(X_{\mathrm{h},Li}+X_\sigma\right)\right] + \sum_i \left[\underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},Li}X_{\mathrm{h},Li}\right] \\ &= \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1L2L3}}\left(X^T_{\mathrm{h,L1L2L3}}+X_\sigma\right) + \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L1L2L3}}X^T_{\mathrm{h,L1L2L3}} \end{aligned} \tag{G.1c}$$

$$\begin{bmatrix} \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L2}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L3}} \\ \hline \underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L1}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L2}} \\ \underline{U}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US,L3}} \end{bmatrix} = \mathrm{j} \left[\begin{array}{ccc|ccc} 1+\frac{X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma}{X_\sum} & \frac{X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma}{X_\sum} & \frac{X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma}{X_\sum} & . & . & . \\ \frac{X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma}{X_\sum} & 1+\frac{X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma}{X_\sum} & \frac{X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma}{X_\sum} & . & . & . \\ \frac{X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma}{X_\sum} & \frac{X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma}{X_\sum} & 1+\frac{X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma}{X_\sum} & . & . & . \\ \hline \frac{X_{\mathrm{h,L1}}}{X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma}+\frac{X_{\mathrm{h,L1}}}{X_\sum} & \frac{X_{\mathrm{h,L1}}}{X_\sum} & \frac{X_{\mathrm{h,L1}}}{X_\sum} & . & . & . \\ \frac{X_{\mathrm{h,L2}}}{X_\sum} & \frac{X_{\mathrm{h,L2}}}{X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma}+\frac{X_{\mathrm{h,L2}}}{X_\sum} & \frac{X_{\mathrm{h,L2}}}{X_\sum} & . & . & . \\ \frac{X_{\mathrm{h,L3}}}{X_\sum} & \frac{X_{\mathrm{h,L3}}}{X_\sum} & \frac{X_{\mathrm{h,L3}}}{X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma}+\frac{X_{\mathrm{h,L3}}}{X_\sum} & . & . & . \end{array}\right]$$

$$
\begin{array}{l}
\left[\begin{array}{ccc|ccc}
. & 1+\frac{X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma}{X_\Sigma} & \frac{X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma}{X_\Sigma} & \frac{X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma}{X_\Sigma} & . & . \\
. & \frac{X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma}{X_\Sigma} & 1+\frac{X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma}{X_\Sigma} & \frac{X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma}{X_\Sigma} & . & . \\
. & \frac{X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma}{X_\Sigma} & \frac{X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma}{X_\Sigma} & 1+\frac{X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma}{X_\Sigma} & . & . \\
\hline
. & 1+\frac{X_{\mathrm{h,L1}}}{X_\Sigma} & \frac{X_{\mathrm{h,L1}}}{X_\Sigma} & \frac{X_{\mathrm{h,L1}}}{X_\Sigma} & . & . \\
. & \frac{X_{\mathrm{h,L2}}}{X_\Sigma} & 1+\frac{X_{\mathrm{h,L2}}}{X_\Sigma} & \frac{X_{\mathrm{h,L2}}}{X_\Sigma} & . & . \\
. & \frac{X_{\mathrm{h,L3}}}{X_\Sigma} & \frac{X_{\mathrm{h,L3}}}{X_\Sigma} & 1+\frac{X_{\mathrm{h,L3}}}{X_\Sigma} & . & .
\end{array}\right]
\left[\begin{array}{c}
\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1}}\left(X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma\right) \\
\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L2}}\left(X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma\right) \\
\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L3}}\left(X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma\right) \\
\hline
\underline{I}^{\mathrm{W\prime}}_{\mathrm{US,L1}}X_{\mathrm{h,L1}} \\
\underline{I}^{\mathrm{W\prime}}_{\mathrm{US,L2}}X_{\mathrm{h,L2}} \\
\underline{I}^{\mathrm{W\prime}}_{\mathrm{US,L3}}X_{\mathrm{h,L3}}
\end{array}\right] \qquad \text{(G.1d)} \\
= \mathrm{j}\left[\begin{array}{ccc|ccc}
X_{\mathrm{h,L1}}+X_\sigma-M_{\mathrm{OS,L1L1}} & -M_{\mathrm{OS,L1L2}} & -M_{\mathrm{OS,L1L3}} & . & . & . \\
-M_{\mathrm{OS,L2L1}} & X_{\mathrm{h,L2}}+X_\sigma-M_{\mathrm{OS,L2L2}} & -M_{\mathrm{OS,L2L3}} & . & . & . \\
-M_{\mathrm{OS,L3L1}} & -M_{\mathrm{OS,L3L2}} & X_{\mathrm{h,L3}}+X_\sigma-M_{\mathrm{OS,L3L3}} & . & . & . \\
\hline
X_{\mathrm{h,L1}}-M_{\mathrm{USOS,L1L1}} & -M_{\mathrm{USOS,L2L1}} & -M_{\mathrm{USOS,L3L1}} & . & . & . \\
-M_{\mathrm{USOS,L1L2}} & X_{\mathrm{h,L2}}-M_{\mathrm{USOS,L2L2}} & -M_{\mathrm{USOS,L3L2}} & . & . & . \\
-M_{\mathrm{USOS,L1L3}} & -M_{\mathrm{USOS,L2L3}} & X_{\mathrm{h,L3}}-M_{\mathrm{USOS,L3L3}} & . & . & .
\end{array}\right]
\left[\begin{array}{ccc|ccc}
. & X_{\mathrm{h,L1}}-M_{\mathrm{OSUS,L1L1}} & -M_{\mathrm{OSUS,L1L2}} & -M_{\mathrm{OSUS,L1L3}} & . & . \\
. & -M_{\mathrm{OSUS,L2L1}} & X_{\mathrm{h,L2}}-M_{\mathrm{OSUS,L2L2}} & -M_{\mathrm{OSUS,L2L3}} & . & . \\
. & -M_{\mathrm{OSUS,L3L1}} & -M_{\mathrm{OSUS,L3L2}} & X_{\mathrm{h,L3}}-M_{\mathrm{OSUS,L3L3}} & . & . \\
\hline
. & X_{\mathrm{h,L1}}-M_{\mathrm{US,L1L1}} & -M_{\mathrm{US,L1L2}} & -M_{\mathrm{US,L1L3}} & . & . \\
. & -M_{\mathrm{US,L2L1}} & X_{\mathrm{h,L2}}-M_{\mathrm{US,L2L2}} & -M_{\mathrm{US,L2L3}} & . & . \\
. & -M_{\mathrm{US,L3L1}} & -M_{\mathrm{US,L3L2}} & X_{\mathrm{h,L3}}-M_{\mathrm{US,L3L3}} & . & .
\end{array}\right]
\left[\begin{array}{c}
\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L1}} \\
\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L2}} \\
\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS,L3}} \\
\hline
\underline{I}^{\mathrm{W\prime}}_{\mathrm{US,L1}} \\
\underline{I}^{\mathrm{W\prime}}_{\mathrm{US,L2}} \\
\underline{I}^{\mathrm{W\prime}}_{\mathrm{US,L3}}
\end{array}\right] \qquad \text{(G.1e)}
$$

G.2 Transformation einer vollbesetzten Matrix $\underline{\underline{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}$ in symmetrischen Komponenten

$$
\begin{aligned}
\underline{\underline{Z}}^{012} &= \mathbf{T}_{012}\cdot\underline{\underline{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}\cdot\mathbf{T}_{012}^{-1} \\
&= \frac{1}{3}\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & \underline{\mathrm{a}} & \underline{\mathrm{a}}^2 \\ 1 & \underline{\mathrm{a}}^2 & \underline{\mathrm{a}} \end{bmatrix}\begin{bmatrix} \underline{Z}_{\mathrm{s,L1}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L2}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L3}} \\ -\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L1}} & \underline{Z}_{\mathrm{s,L2}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L3}} \\ -\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L1}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L2}} & \underline{Z}_{\mathrm{s,L3}} \end{bmatrix}\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & \underline{\mathrm{a}}^2 & \underline{\mathrm{a}} \\ 1 & \underline{\mathrm{a}} & \underline{\mathrm{a}}^2 \end{bmatrix} \qquad \text{(G.2a)} \\
&= \frac{1}{3}\left[\begin{array}{c|c|c} \underline{Z}_{\mathrm{s,L1}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L1}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L1}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L2}}-\underline{Z}_{\mathrm{s,L2}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L2}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L3}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L3}}+\underline{Z}_{\mathrm{s,L3}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{s,L1}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L1}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L1}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L2}}-\underline{\mathrm{a}}\,\underline{Z}_{\mathrm{s,L2}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L2}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L3}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L3}}+\underline{\mathrm{a}}^2\underline{Z}_{\mathrm{s,L3}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{s,L1}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L1}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L1}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L2}}-\underline{\mathrm{a}}^2\underline{Z}_{\mathrm{s,L2}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L2}} & -\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L3}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L3}}+\underline{\mathrm{a}}\,\underline{Z}_{\mathrm{s,L3}} \end{array}\right]\mathbf{T}_{012}^{-1} \\
&\qquad\qquad \text{(G.2b)} \\
&= \frac{1}{3}\left[\begin{array}{l} \underline{Z}_{\mathrm{s,L1}}+\underline{Z}_{\mathrm{s,L2}}+\underline{Z}_{\mathrm{s,L3}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L2}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L3}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L3}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L1}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L1}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L2}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{s,L1}}+\underline{\mathrm{a}}\,\underline{Z}_{\mathrm{s,L2}}+\underline{\mathrm{a}}^2\underline{Z}_{\mathrm{s,L3}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L2}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L3}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L3}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L1}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L1}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L2}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{s,L1}}+\underline{\mathrm{a}}^2\underline{Z}_{\mathrm{s,L2}}+\underline{\mathrm{a}}\,\underline{Z}_{\mathrm{s,L3}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L2}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L3}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L3}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L1}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L1}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L2}} \end{array}\right| \cdot \\
&\quad \cdot \left|\begin{array}{l} \underline{Z}_{\mathrm{s,L1}}+\underline{\mathrm{a}}^2\underline{Z}_{\mathrm{s,L2}}+\underline{\mathrm{a}}\,\underline{Z}_{\mathrm{s,L3}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L2}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L3}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L3}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L1}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L1}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L2}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{s,L1}}+\underline{Z}_{\mathrm{s,L2}}+\underline{Z}_{\mathrm{s,L3}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L2}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L3}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L3}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L1}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L1}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L2}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{s,L1}}+\underline{\mathrm{a}}\,\underline{Z}_{\mathrm{s,L2}}+\underline{\mathrm{a}}^2\underline{Z}_{\mathrm{s,L3}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L2}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L1L3}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L3}}-\underline{\mathrm{a}}^2\mathrm{j}M_{\mathrm{L2L1}}-\underline{\mathrm{a}}\,\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L1}}-\mathrm{j}M_{\mathrm{L3L2}} \end{array}\right| \cdot
\end{aligned}
$$

$$\cdot \left| \begin{array}{l} \underline{Z}_{s,L1} + \underline{a}\,\underline{Z}_{s,L2} + \underline{a}^2\underline{Z}_{s,L3} - \underline{a}\,\mathrm{j}M_{L1L2} - \underline{a}^2\mathrm{j}M_{L1L3} - \underline{a}^2\mathrm{j}M_{L2L3} - \mathrm{j}M_{L2L1} - \mathrm{j}M_{L3L1} - \underline{a}\,\mathrm{j}M_{L3L2} \\ \underline{Z}_{s,L1} + \underline{a}^2\underline{Z}_{s,L2} + \underline{a}\,\underline{Z}_{s,L3} - \underline{a}\,\mathrm{j}M_{L1L2} - \underline{a}^2\mathrm{j}M_{L1L3} - \mathrm{j}M_{L2L3} - \underline{a}\,\mathrm{j}M_{L2L1} - \underline{a}^2\mathrm{j}M_{L3L1} - \mathrm{j}M_{L3L2} \\ \underline{Z}_{s,L1} + \underline{Z}_{s,L2} + \underline{Z}_{s,L3} - \underline{a}\,\mathrm{j}M_{L1L2} - \underline{a}^2\mathrm{j}M_{L1L3} - \underline{a}\,\mathrm{j}M_{L2L3} - \underline{a}^2\mathrm{j}M_{L2L1} - \underline{a}\,\mathrm{j}M_{L3L1} - \underline{a}^2\mathrm{j}M_{L3L2} \end{array} \right| \tag{G.2c}$$

$$\mathrm{j}M_{LiLj} = \begin{bmatrix} \mathrm{j}M_{L1L2} & \mathrm{j}M_{L1L3} & \mathrm{j}M_{L2L3} \end{bmatrix}^T \tag{G.2d}$$

$$\mathrm{j}M_{LjLi} = \begin{bmatrix} \mathrm{j}M_{L2L1} & \mathrm{j}M_{L3L1} & \mathrm{j}M_{L3L2} \end{bmatrix}^T \tag{G.2e}$$

$$\underline{Z}_{s,L1L2L3} = \begin{bmatrix} \underline{Z}_{s,L1} & \underline{Z}_{s,L2} & \underline{Z}_{s,L3} \end{bmatrix}^T \tag{G.2f}$$

$$\underline{k}_{SK,1} = \begin{bmatrix} 1 & \underline{a}^2 & \underline{a} \end{bmatrix} \tag{G.2g}$$

$$\underline{k}_{SK,2} = \begin{bmatrix} 1 & \underline{a} & \underline{a}^2 \end{bmatrix} \tag{G.2h}$$

$$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012} = \frac{1}{3} \left[\begin{array}{l} \sum_i \underline{Z}_{s,Li} - \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LiLj} - \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LjLi} \\ \underline{k}_{SK,2}\underline{Z}_{s,L1L2L3} - \begin{bmatrix} 1 & 1 & \underline{a} \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LiLj} - \begin{bmatrix} \underline{a} & \underline{a}^2 & \underline{a}^2 \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LjLi} \\ \underline{k}_{SK,1}\underline{Z}_{s,L1L2L3} - \begin{bmatrix} 1 & 1 & \underline{a}^2 \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LiLj} - \begin{bmatrix} \underline{a}^2 & \underline{a} & \underline{a} \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LjLi} \end{array} \right| .$$

$$\cdot \left| \begin{array}{l} \underline{k}_{SK,1}\underline{Z}_{s,L1L2L3} - \begin{bmatrix} \underline{a}^2 & \underline{a} & \underline{a} \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LiLj} - \begin{bmatrix} 1 & 1 & \underline{a}^2 \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LjLi} \\ \sum_i \underline{Z}_{s,Li} - \begin{bmatrix} \underline{a}^2 & \underline{a} & \underline{a}^2 \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LiLj} - \begin{bmatrix} \underline{a} & \underline{a}^2 & \underline{a} \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LjLi} \\ \underline{k}_{SK,2}\underline{Z}_{s,L1L2L3} - \begin{bmatrix} \underline{a}^2 & \underline{a} & 1 \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LiLj} - \begin{bmatrix} \underline{a}^2 & \underline{a} & 1 \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LjLi} \end{array} \right| .$$

$$\cdot \left| \begin{array}{l} \underline{k}_{SK,2}\underline{Z}_{s,L1L2L3} - \begin{bmatrix} \underline{a} & \underline{a}^2 & \underline{a}^2 \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LiLj} - \begin{bmatrix} 1 & 1 & \underline{a} \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LjLi} \\ \underline{k}_{SK,1}\underline{Z}_{s,L1L2L3} - \begin{bmatrix} \underline{a} & \underline{a}^2 & 1 \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LiLj} - \begin{bmatrix} \underline{a} & \underline{a}^2 & 1 \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LjLi} \\ \sum_i \underline{Z}_{s,Li} - \begin{bmatrix} \underline{a} & \underline{a}^2 & \underline{a} \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LiLj} - \begin{bmatrix} \underline{a}^2 & \underline{a} & \underline{a}^2 \end{bmatrix} \cdot \mathrm{j}M_{LjLi} \end{array} \right| \tag{G.2i}$$

$$M_{LiLj} = M_{LjLi} \tag{G.2j}$$

$$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{LiLj=LjLi} = \frac{1}{3} \left[\begin{array}{l} \underline{Z}_{s,L1} + \underline{Z}_{s,L2} + \underline{Z}_{s,L3} - 2\left(\mathrm{j}M_{L1L2} + \mathrm{j}M_{L1L3} + \mathrm{j}M_{L2L3}\right) \\ \underline{Z}_{s,L1} + \underline{a}\,\underline{Z}_{s,L2} + \underline{a}^2\underline{Z}_{s,L3} + \underline{a}^2\mathrm{j}M_{L1L2} + \underline{a}\,\mathrm{j}M_{L1L3} + \mathrm{j}M_{L2L3} \\ \underline{Z}_{s,L1} + \underline{a}^2\underline{Z}_{s,L2} + \underline{a}\,\underline{Z}_{s,L3} + \underline{a}\,\mathrm{j}M_{L1L2} + \underline{a}^2\mathrm{j}M_{L1L3} + \mathrm{j}M_{L2L3} \end{array} \right| .$$

$$\cdot \left| \begin{array}{l} \underline{Z}_{s,L1} + \underline{a}^2\underline{Z}_{s,L2} + \underline{a}\,\underline{Z}_{s,L3} + \underline{a}\,\mathrm{j}M_{L1L2} + \underline{a}^2\mathrm{j}M_{L1L3} + \mathrm{j}M_{L2L3} \\ \underline{Z}_{s,L1} + \underline{Z}_{s,L2} + \underline{Z}_{s,L3} + \mathrm{j}M_{L1L2} + \mathrm{j}M_{L1L3} + \mathrm{j}M_{L2L3} \\ \underline{Z}_{s,L1} + \underline{a}\underline{Z}_{s,L2} + \underline{a}^2\underline{Z}_{s,L3} - 2\left(\underline{a}^2\mathrm{j}M_{L1L2} + \underline{a}\mathrm{j}M_{L1L3} + \mathrm{j}M_{L2L3}\right) \end{array} \right| .$$

$$\cdot \left| \begin{array}{l} \underline{Z}_{s,L1} + \underline{a}\,\underline{Z}_{s,L2} + \underline{a}^2\underline{Z}_{s,L3} + \underline{a}^2\mathrm{j}M_{L1L2} + \underline{a}\,\mathrm{j}M_{L1L3} + \mathrm{j}M_{L2L3} \\ \underline{Z}_{s,L1} + \underline{a}^2\underline{Z}_{s,L2} + \underline{a}\,\underline{Z}_{s,L3} - 2\left(\underline{a}\,\mathrm{j}M_{L1L2} + \underline{a}^2\mathrm{j}M_{L1L3} + \mathrm{j}M_{L2L3}\right) \\ \underline{Z}_{s,L1} + \underline{Z}_{s,L2} + \underline{Z}_{s,L3} + \mathrm{j}M_{L1L2} + \mathrm{j}M_{L1L3} + \mathrm{j}M_{L2L3} \end{array} \right| \tag{G.2k}$$

$$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{LiLj=LjLi} = \frac{1}{3} \left[\begin{array}{c|c|c} \sum_i \underline{Z}_{s,Li} - 2\sum_{i,j,i<j} \mathrm{j}M_{LiLj} & \underline{k}_{SK,1}\underline{Z}_{s,L1L2L3} + \underline{a}\underline{k}_{SK,2}\mathrm{j}M_{LiLj} & \underline{k}_{SK,2}\underline{Z}_{s,L1L2L3} + \underline{a}^2\underline{k}_{SK,1}\mathrm{j}M_{LiLj} \\ \underline{k}_{SK,2}\underline{Z}_{s,L1L2L3} + \underline{a}^2\underline{k}_{SK,1}\mathrm{j}M_{LiLj} & \sum_i \underline{Z}_{s,Li} + \sum_{i,j,i<j} \mathrm{j}M_{LiLj} & \underline{k}_{SK,1}\underline{Z}_{s,L1L2L3} - 2\underline{a}\underline{k}_{SK,2}\mathrm{j}M_{LiLj} \\ \underline{k}_{SK,1}\underline{Z}_{s,L1L2L3} + \underline{a}\underline{k}_{SK,2}\mathrm{j}M_{LiLj} & \underline{k}_{SK,2}\underline{Z}_{s,L1L2L3} - 2\underline{a}^2\underline{k}_{SK,1}\mathrm{j}M_{LiLj} & \sum_i \underline{Z}_{s,Li} + \sum_{i,j,i<j} \mathrm{j}M_{LiLj} \end{array} \right| \tag{G.2l}$$

$$= \begin{bmatrix} \underline{Z}_{\mathrm{T},0} & \underline{Z}_{\mathrm{M},01} & \underline{Z}_{\mathrm{M},02} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T},1} & \underline{Z}_{\mathrm{M},12} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M},21} & \underline{Z}_{\mathrm{T},2} \end{bmatrix} \tag{G.2m}$$

$$= \begin{bmatrix} \underline{Z}_{\mathrm{T},0} & Z_{\mathrm{M},01}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\left(\frac{\pi}{2}+\varphi_{01}\right)} & Z_{\mathrm{M},02}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\left(\frac{\pi}{2}-\varphi_{02}\right)} \\ Z_{\mathrm{M},01}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\left(\frac{\pi}{2}-\varphi_{01}\right)} & \underline{Z}_{\mathrm{T},1} & Z_{\mathrm{M},12}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\left(\frac{\pi}{2}+\varphi_{12}\right)} \\ Z_{\mathrm{M},02}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\left(\frac{\pi}{2}+\varphi_{02}\right)} & Z_{\mathrm{M},12}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\left(\frac{\pi}{2}-\varphi_{12}\right)} & \underline{Z}_{\mathrm{T},2} \end{bmatrix} \tag{G.2n}$$

$$= \begin{bmatrix} \underline{Z}_{\mathrm{T},0} & \mathrm{j}M_{01}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\varphi_{01}} & \mathrm{j}M_{02}\mathrm{e}^{-\mathrm{j}\varphi_{02}} \\ \mathrm{j}M_{01}\mathrm{e}^{-\mathrm{j}\varphi_{01}} & \underline{Z}_{\mathrm{T},1} & \mathrm{j}M_{12}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\varphi_{12}} \\ \mathrm{j}M_{02}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\varphi_{02}} & \mathrm{j}M_{12}\mathrm{e}^{-\mathrm{j}\varphi_{12}} & \underline{Z}_{\mathrm{T},2} \end{bmatrix} \tag{G.2o}$$

G.3 Bestimmung des Zusammenhangs $\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01} = \underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS},01}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M,US},01} = \underline{Z}_{\mathrm{M,USOS},01}$

$$3 \cdot \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01} = \underline{k}_{\mathrm{SK},1}\mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h,L}i} - M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}i}\right) + \underline{\mathrm{a}}\underline{k}_{\mathrm{SK},2}\mathrm{j}M_{\mathrm{OS,L}i\mathrm{L}j} \tag{G.3a}$$

$$\begin{aligned} 3 \cdot \mathrm{Im}\{\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01}\} &= X_{\mathrm{h,L1}} + \underline{\mathrm{a}}^2 X_{\mathrm{h,L2}} + \underline{\mathrm{a}} X_{\mathrm{h,L3}} - \frac{1}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}^2 + 2X_{\mathrm{h,L1}}X_\sigma + X_\sigma^2\right) + \\ &\quad - \frac{\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}^2 + 2X_{\mathrm{h,L2}}X_\sigma + X_\sigma^2\right) - \frac{\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L3}}^2 + 2X_{\mathrm{h,L3}}X_\sigma + X_\sigma^2\right) + \\ &\quad + \frac{\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}} + X_{\mathrm{h,L2}}X_\sigma + X_{\mathrm{h,L1}}X_\sigma + X_\sigma^2\right) + \\ &\quad + \frac{\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}} + X_{\mathrm{h,L3}}X_\sigma + X_{\mathrm{h,L1}}X_\sigma + X_\sigma^2\right) + \\ &\quad + \frac{1}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}} + X_{\mathrm{h,L3}}X_\sigma + X_{\mathrm{h,L2}}X_\sigma + X_\sigma^2\right) \end{aligned} \tag{G.3b}$$

$$\begin{aligned} &= X_{\mathrm{h,L1}} - \frac{1}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}^2 + 3X_{\mathrm{h,L1}}X_\sigma\right) + \frac{\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}} + \\ &\quad \underline{\mathrm{a}}^2 X_{\mathrm{h,L2}} - \frac{\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}^2 + 3X_{\mathrm{h,L2}}X_\sigma\right) + \frac{\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}} + \\ &\quad \underline{\mathrm{a}}X_{\mathrm{h,L3}} - \frac{\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L3}}^2 + 3X_{\mathrm{h,L3}}X_\sigma\right) + \frac{1}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}} \end{aligned} \tag{G.3c}$$

$$\begin{aligned} 3 \cdot \underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS},01} &= \underline{k}_{\mathrm{SK},1} \cdot \mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h,L1L2L3}} - M_{\mathrm{USOS,L}i\mathrm{L}i}\right) - \mathrm{j}\left(M_{\mathrm{USOS,L2L1}} + M_{\mathrm{USOS,L3L1}} + \right. \\ &\quad \left. + \underline{\mathrm{a}}^2 M_{\mathrm{USOS,L3L2}} + \underline{\mathrm{a}}^2 M_{\mathrm{USOS,L1L2}} + \underline{\mathrm{a}}M_{\mathrm{USOS,L1L3}} + \underline{\mathrm{a}}M_{\mathrm{USOS,L2L3}}\right) \end{aligned} \tag{G.3d}$$

$$\begin{aligned} 3 \cdot \mathrm{Im}\{\underline{Z}_{\mathrm{M,USOS},01}\} &= X_{\mathrm{h,L1}} - \frac{1}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}^2 + X_{\mathrm{h,L1}}X_\sigma\right) + \underline{\mathrm{a}}^2 X_{\mathrm{h,L2}} - \frac{\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}^2 + X_{\mathrm{h,L2}}X_\sigma\right) + \\ &\quad + \underline{\mathrm{a}}X_{\mathrm{h,L3}} - \frac{\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L3}}^2 + X_{\mathrm{h,L3}}X_\sigma\right) + \\ &\quad - \frac{\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}} + X_{\mathrm{h,L2}}X_\sigma\right) - \frac{\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}} + X_{\mathrm{h,L3}}X_\sigma\right) + \end{aligned}$$

$$
\begin{aligned}
&-\frac{\underline{a}}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}}+X_{\mathrm{h,L3}}X_{\sigma}\right)-\frac{1}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}}+X_{\mathrm{h,L1}}X_{\sigma}\right)+\\
&-\frac{1}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}}+X_{\mathrm{h,L1}}X_{\sigma}\right)-\frac{\underline{a}^2}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}}+X_{\mathrm{h,L2}}X_{\sigma}\right) && \text{(G.3e)}\\
=\;& X_{\mathrm{h,L1}}-\frac{1}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L1}}^2+3X_{\mathrm{h,L1}}X_{\sigma}\right)+\frac{\underline{a}}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}}+\\
&\underline{a}^2X_{\mathrm{h,L2}}-\frac{\underline{a}^2}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L2}}^2+3X_{\mathrm{h,L2}}X_{\sigma}\right)+\frac{\underline{a}^2}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}}+\\
&\underline{a}X_{\mathrm{h,L3}}-\frac{\underline{a}}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L3}}^2+3X_{\mathrm{h,L3}}X_{\sigma}\right)+\frac{1}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}} && \text{(G.3f)}\\
\underline{Z}_{\mathrm{M,OS,01}} =\;& \underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,01}} && \text{(G.3g)}
\end{aligned}
$$

$$
\begin{aligned}
3\cdot\underline{Z}_{\mathrm{M,US,01}} =\;& \underline{k}_{\mathrm{SK,1}}\mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h},Li}-M_{\mathrm{US},LiLi}\right)+\underline{a}\underline{k}_{\mathrm{SK,2}}\mathrm{j}M_{\mathrm{US},LiLj} && \text{(G.3h)}\\
3\cdot\mathrm{Im}\left\{\underline{Z}_{\mathrm{M,US,01}}\right\} =\;& X_{\mathrm{h,L1}}+\underline{a}^2X_{\mathrm{h,L2}}+\underline{a}X_{\mathrm{h,L3}}-\frac{1}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L1}}^2-\frac{\underline{a}^2}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L2}}^2-\frac{\underline{a}}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L3}}^2+\\
&+\frac{\underline{a}}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}}+\frac{\underline{a}^2}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}}+\frac{1}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}} && \text{(G.3i)}\\
3\cdot\underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,01}} =\;& \underline{k}_{\mathrm{SK,1}}\cdot\mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h,L1L2L3}}-M_{\mathrm{USOS},LiLi}\right)-\mathrm{j}\left(M_{\mathrm{USOS,L2L1}}+M_{\mathrm{USOS,L3L1}}+\right.\\
&\left.+\underline{a}^2M_{\mathrm{USOS,L3L2}}+\underline{a}^2M_{\mathrm{USOS,L1L2}}+\underline{a}M_{\mathrm{USOS,L1L3}}+\underline{a}M_{\mathrm{USOS,L2L3}}\right) && \text{(G.3j)}\\
3\cdot\mathrm{Im}\left\{\underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,01}}\right\} =\;& X_{\mathrm{h,L1}}-\frac{1}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L1}}^2+X_{\mathrm{h,L1}}X_{\sigma}\right)+\underline{a}^2X_{\mathrm{h,L2}}-\frac{\underline{a}^2}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L2}}^2+X_{\mathrm{h,L2}}X_{\sigma}\right)+\\
&+\underline{a}X_{\mathrm{h,L3}}-\frac{\underline{a}}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L3}}^2+X_{\mathrm{h,L3}}X_{\sigma}\right)+\\
&-\frac{\underline{a}^2}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}}+X_{\mathrm{h,L1}}X_{\sigma}\right)-\frac{\underline{a}}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}}+X_{\mathrm{h,L1}}X_{\sigma}\right)+\\
&-\frac{\underline{a}}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}}+X_{\mathrm{h,L2}}X_{\sigma}\right)-\frac{1}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}}+X_{\mathrm{h,L2}}X_{\sigma}\right)+\\
&-\frac{1}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}}+X_{\mathrm{h,L3}}X_{\sigma}\right)-\frac{\underline{a}^2}{X_{\sum}}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}}+X_{\mathrm{h,L3}}X_{\sigma}\right) && \text{(G.3k)}\\
=\;& X_{\mathrm{h,L1}}-\frac{1}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L1}}^2+\frac{\underline{a}}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}}+\\
&+\underline{a}^2X_{\mathrm{h,L2}}-\frac{\underline{a}^2}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L2}}^2+\frac{\underline{a}^2}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}}+\\
&+\underline{a}X_{\mathrm{h,L3}}-\frac{\underline{a}}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L3}}^2+\frac{1}{X_{\sum}}X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}} && \text{(G.3l)}
\end{aligned}
$$

$$\underline{Z}_{\mathrm{M,US,01}} \;=\; \underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,01}} \tag{G.3m}$$

G.4 Koppelimpedanzen $\underline{Z}_{\mathrm{M,US,21}}$, $\underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,21}}$ und $\underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,21}}$

$$3\underline{Z}_{\mathrm{M,US,21}} \;=\; \underline{k}_{\mathrm{SK,2}}\mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h,L}i} - M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}i}\right) + 2\underline{\mathrm{a}}^2\underline{k}_{\mathrm{SK,1}}\mathrm{j}M_{\mathrm{US,L}i\mathrm{L}j} \tag{G.4a}$$

$$\begin{aligned}\frac{3}{\mathrm{j}}\underline{Z}_{\mathrm{M,US,21}} \;&=\; X_{\mathrm{h,L1}} + \underline{\mathrm{a}}X_{\mathrm{h,L2}} + \underline{\mathrm{a}}^2X_{\mathrm{h,L3}} - \frac{1}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L1}}^2 - \frac{\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L2}}^2 - \frac{\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L3}}^2 + \\ &\quad + \frac{2\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}} + \frac{2\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}} + \frac{2}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}}\end{aligned} \tag{G.4b}$$

$$\begin{aligned}&=\; X_{\mathrm{h,L1}} - \frac{1}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}^2\right) + \frac{2\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}}\right) + \\ &\quad \underline{\mathrm{a}}X_{\mathrm{h,L2}} - \frac{\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}^2\right) + \frac{2\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}}\right) + \\ &\quad \underline{\mathrm{a}}^2X_{\mathrm{h,L3}} - \frac{\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L3}}^2\right) + \frac{2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}}\right)\end{aligned} \tag{G.4c}$$

$$\underline{Z}_{\mathrm{M,US,21}} \;=\; \underbrace{\underline{Z}_{\mathrm{M,OS,21}}}_{\text{nach Gl. (3.33b)}} \tag{G.4d}$$

$$3\underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,21}} \;=\; \underline{k}_{\mathrm{SK,2}}\mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h,L}i} - M_{\mathrm{USOS,L}i\mathrm{L}i}\right) - [\ \underline{\mathrm{a}}^2\ \ \underline{\mathrm{a}}\ \ 1\ ]\cdot\mathrm{j}M_{\mathrm{USOS,L}i\mathrm{L}j} - [\ \underline{\mathrm{a}}^2\ \ \underline{\mathrm{a}}\ \ 1\ ]\cdot\mathrm{j}M_{\mathrm{USOS,L}j\mathrm{L}i} \tag{G.4e}$$

$$\begin{aligned}\frac{3}{\mathrm{j}}\underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,21}} \;&=\; X_{\mathrm{h,L1}} + \underline{\mathrm{a}}X_{\mathrm{h,L2}} + \underline{\mathrm{a}}^2X_{\mathrm{h,L3}} - \frac{1}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}^2 + X_{\mathrm{h,L1}}X_\sigma\right) + \\ &\quad - \frac{\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}^2 + X_{\mathrm{h,L2}}X_\sigma\right) - \frac{\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L3}}^2 + X_{\mathrm{h,L3}}X_\sigma\right) + \\ &\quad - \frac{\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}} + X_{\mathrm{h,L1}}X_\sigma\right) - \frac{\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}} + X_{\mathrm{h,L2}}X_\sigma\right) + \\ &\quad - \frac{\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}} + X_{\mathrm{h,L1}}X_\sigma\right) - \frac{\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}} + X_{\mathrm{h,L3}}X_\sigma\right) + \\ &\quad - \frac{1}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}} + X_{\mathrm{h,L2}}X_\sigma\right) - \frac{1}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}} + X_{\mathrm{h,L3}}X_\sigma\right)\end{aligned} \tag{G.4f}$$

$$\begin{aligned}&=\; X_{\mathrm{h,L1}} - \frac{1}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L1}}^2 + \frac{2\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}}\right) + \\ &\quad \underline{\mathrm{a}}X_{\mathrm{h,L2}} - \frac{\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L2}}^2 + \frac{2\underline{\mathrm{a}}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}}\right) + \\ &\quad \underline{\mathrm{a}}^2X_{\mathrm{h,L3}} - \frac{\underline{\mathrm{a}}^2}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L3}}^2 + \frac{2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}}\right)\end{aligned} \tag{G.4g}$$

$$\underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,21}} \;=\; \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,21}} \tag{G.4h}$$

$$3\underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,21}} \;=\; \underline{k}_{\mathrm{SK,2}}\mathrm{j}\left(X_{\mathrm{h,L}i} - M_{\mathrm{OSUS,L}i\mathrm{L}i}\right) - [\ \underline{\mathrm{a}}^2\ \ \underline{\mathrm{a}}\ \ 1\ ]\cdot\mathrm{j}M_{\mathrm{OSUS,L}i\mathrm{L}j} - [\ \underline{\mathrm{a}}^2\ \ \underline{\mathrm{a}}\ \ 1\ ]\cdot\mathrm{j}M_{\mathrm{OSUS,L}j\mathrm{L}i}$$

$$
\begin{aligned}
\frac{3}{\mathrm{j}}\underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,21}} &= X_{\mathrm{h,L1}} + \underline{a}X_{\mathrm{h,L2}} + \underline{a}^2 X_{\mathrm{h,L3}} - \frac{1}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}^2 + X_{\mathrm{h,L1}}X_\sigma\right) + \\
&\quad - \frac{\underline{a}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}^2 + X_{\mathrm{h,L2}}X_\sigma\right) - \frac{\underline{a}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L3}}^2 + X_{\mathrm{h,L3}}X_\sigma\right) + \\
&\quad - \frac{\underline{a}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}} + X_{\mathrm{h,L2}}X_\sigma\right) - \frac{\underline{a}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}} + X_{\mathrm{h,L1}}X_\sigma\right) + \\
&\quad - \frac{\underline{a}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}} + X_{\mathrm{h,L3}}X_\sigma\right) - \frac{\underline{a}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}} + X_{\mathrm{h,L1}}X_\sigma\right) + \\
&\quad - \frac{1}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}} + X_{\mathrm{h,L3}}X_\sigma\right) - \frac{1}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}} + X_{\mathrm{h,L2}}X_\sigma\right) \qquad \text{(G.4i)} \\
&= X_{\mathrm{h,L1}} - \frac{1}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L1}}^2 + \frac{2\underline{a}^2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L2}}\right) + \\
&\quad \underline{a}X_{\mathrm{h,L2}} - \frac{\underline{a}}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L2}}^2 + \frac{2\underline{a}}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L1}}X_{\mathrm{h,L3}}\right) + \\
&\quad \underline{a}^2 X_{\mathrm{h,L3}} - \frac{\underline{a}^2}{X_\Sigma}X_{\mathrm{h,L3}}^2 + \frac{2}{X_\Sigma}\left(X_{\mathrm{h,L2}}X_{\mathrm{h,L3}}\right) \qquad \text{(G.4j)} \\
\underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,21}} &= \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,21}} \qquad \text{(G.4k)}
\end{aligned}
$$

G.5 Ableitung der Ersatzschaltung des TK-Transformatormodells in symmetrischen Komponenten

$$
\left[\begin{array}{c} \underline{U}_{\mathrm{OS,0}}^{\mathrm{W}} \\ \underline{U}_{\mathrm{OS,1}}^{\mathrm{W}} \\ \underline{U}_{\mathrm{OS,2}}^{\mathrm{W}} \\ \hline \underline{U}_{\mathrm{US,0}}^{\mathrm{W'}} \\ \underline{U}_{\mathrm{US,1}}^{\mathrm{W'}} \\ \underline{U}_{\mathrm{US,2}}^{\mathrm{W'}} \end{array}\right] = \left[\begin{array}{ccc|ccc} \underline{Z}_{\mathrm{T,OS,0}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,01}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,02}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS,0}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,01}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,02}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,10}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,OS,1}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,12}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,10}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS,1}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,12}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,20}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,21}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,OS,2}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,20}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OSUS,21}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS,2}} \\ \hline \underline{Z}_{\mathrm{T,USOS,0}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,01}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,02}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,0}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,01}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,02}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,10}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,USOS,1}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,12}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,10}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,12}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,20}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,USOS,21}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,USOS,2}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,20}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,21}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,2}} \end{array}\right] \left[\begin{array}{c} \underline{I}_{\mathrm{OS,0}}^{\mathrm{W}} \\ \underline{I}_{\mathrm{OS,1}}^{\mathrm{W}} \\ \underline{I}_{\mathrm{OS,2}}^{\mathrm{W}} \\ \hline \underline{I}_{\mathrm{US,0}}^{\mathrm{W'}} \\ \underline{I}_{\mathrm{US,1}}^{\mathrm{W'}} \\ \underline{I}_{\mathrm{US,2}}^{\mathrm{W'}} \end{array}\right] \qquad \text{(G.5a)}
$$

$$
= \left[\begin{array}{ccc|ccc} \underline{Z}_{\mathrm{T,OS,0}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,01}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,02}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS,0}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,01}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,02}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,10}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,OS,1}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,12}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,10}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,12}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,20}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,21}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,OS,2}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,20}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,21}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,2}} \\ \hline \underline{Z}_{\mathrm{T,OSUS,0}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,01}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,02}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,0}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,01}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,02}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,10}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,12}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,10}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,1}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,12}} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,20}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS,21}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,2}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,20}} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US,21}} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US,2}} \end{array}\right] \left[\begin{array}{c} \underline{I}_{\mathrm{OS,0}}^{\mathrm{W}} \\ \underline{I}_{\mathrm{OS,1}}^{\mathrm{W}} \\ \underline{I}_{\mathrm{OS,2}}^{\mathrm{W}} \\ \hline \underline{I}_{\mathrm{US,0}}^{\mathrm{W'}} \\ \underline{I}_{\mathrm{US,1}}^{\mathrm{W'}} \\ \underline{I}_{\mathrm{US,2}}^{\mathrm{W'}} \end{array}\right] \qquad \text{(G.5b)}
$$

$$= \left[\begin{array}{ccc|ccc|ccc} \underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0} & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{OSUS},0} & 0 & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},02} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,OS},1} & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,US},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} & 0 & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} & \underline{Z}_{\mathrm{T,OS},2} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US},21} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2} & 0 & 0 & 0 \\ \hline \underline{Z}_{\mathrm{OSUS},0} & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},0} & 0 & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,US},01} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US},02} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,US},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} & 0 & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,US},12} \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,US},21} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2} & 0 & 0 & 0 \end{array}\right] \left[\begin{array}{c} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},0} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},1} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},2} \\ \hline \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},0} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},1} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},2} \end{array}\right] \tag{G.5c}$$

$$= \left[\begin{array}{ccc|c} \underline{Z}_{\mathrm{T,OS},0} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},02} & \cdot \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,OS},1} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12} & \cdot \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} & \underline{Z}_{\mathrm{T,OS},2} & \cdot \\ \hline \underline{Z}_{\mathrm{OSUS},0} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01} - \Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},01} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},02} - \Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},02} & \cdot \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} & 0 & \cdot \\ \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2} & \cdot \end{array}\right]$$

$$\left[\begin{array}{c|ccc} \cdot & \underline{Z}_{\mathrm{OSUS},0} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},02} \\ \cdot & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10} - \Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12} \\ \cdot & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20} - \Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2} \\ \hline \cdot & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},0} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01} - \Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},01} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},02} - \Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},02} \\ \cdot & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10} - \Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12} \\ \cdot & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20} - \Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2} \end{array}\right] \left[\begin{array}{c} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},0} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},1} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},2} \\ \hline \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},0} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},1} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},2} \end{array}\right] \tag{G.5d}$$

$$= \left[\begin{array}{ccc|ccc|c} \underline{Z}_{\mathrm{T,US},0} + \Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},0} & 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{OSUS},0} & 0 & 0 & \cdot \\ 0 & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} + \Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},1} & 0 & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} & 0 & \cdot \\ 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2} + \Delta\underline{Z}_{\mathrm{T},2} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20} & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2} & \cdot \\ \hline \underline{Z}_{\mathrm{OSUS},0} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},01} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},02} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},0} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},01} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},02} & \cdot \\ 0 & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} & 0 & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} & 0 & \cdot \\ 0 & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2} & -\Delta\underline{Z}_{\mathrm{M},20} & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2} & \cdot \end{array}\right]$$

$$\left[\begin{array}{c|ccc} \cdot & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},02} \\ \cdot & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10} & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12} \\ \cdot & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} & 0 \\ \hline \cdot & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},02} \\ \cdot & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10} & 0 & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12} \\ \cdot & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} & 0 \end{array}\right] \left[\begin{array}{c} \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},0} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},1} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},2} \\ \hline \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},0} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},1} \\ \underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},2} \\ \hline \underline{I}_{\mathrm{h},0} \\ \underline{I}_{\mathrm{h},1} \\ \underline{I}_{\mathrm{h},2} \end{array}\right] \tag{G.5e}$$

$$
= \left[\begin{array}{ccc|ccc}
\Delta \underline{Z}_{\mathrm{T},0} & 0 & 0 & \Delta \underline{Z}_{\mathrm{OSUS},0} & 0 & 0 \\
0 & \Delta \underline{Z}_{\mathrm{T},1} & 0 & -\Delta \underline{Z}_{\mathrm{M},10} & 0 & 0 \\
0 & 0 & \Delta \underline{Z}_{\mathrm{T},2} & -\Delta \underline{Z}_{\mathrm{M},20} & 0 & 0 \\
\hline
\Delta \underline{Z}_{\mathrm{OSUS},0} & -\Delta \underline{Z}_{\mathrm{M},01} & -\Delta \underline{Z}_{\mathrm{M},02} & 0 & -\Delta \underline{Z}_{\mathrm{M},01} & -\Delta \underline{Z}_{\mathrm{M},02} \\
0 & 0 & 0 & -\Delta \underline{Z}_{\mathrm{M},10} & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & -\Delta \underline{Z}_{\mathrm{M},20} & 0 & 0
\end{array}\right]
\cdot
\left[\begin{array}{ccc|ccc}
\underline{Z}_{\mathrm{T,US},0} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},02} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},0} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},01} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},02} \\
\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},10} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},1} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},12} \\
\underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},20} & \underline{Z}_{\mathrm{M,OS},21} & \underline{Z}_{\mathrm{T,US},2}
\end{array}\right]
\cdot
\left[\begin{array}{c}
\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},0} \\
\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},1} \\
\underline{I}^{\mathrm{W}}_{\mathrm{OS},2} \\
\hline
\underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},0} \\
\underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},1} \\
\underline{I}^{\mathrm{W}\prime}_{\mathrm{US},2} \\
\hline
\underline{I}_{\mathrm{h},0} \\
\underline{I}_{\mathrm{h},1} \\
\underline{I}_{\mathrm{h},2}
\end{array}\right]
\tag{G.5f}
$$

G.6 Impedanz $\underline{\boldsymbol{Z}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES}}$ bei Unsymmetrie der Hauptreaktanzen $X_{\mathrm{h,L1L2L3}}$

Es gilt $X_{\mathrm{h,L1L2L3}} = \begin{bmatrix} 1{,}0 & 1{,}0 & 1{,}0 \end{bmatrix} \cdot X_{\mathrm{h},Li}$ und $X_{\mathrm{h},Li} = 111{,}1\,\mathrm{p.u.}$:

$$\underline{\boldsymbol{Z}}^{\mathrm{L1L2L3}}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES},sym} = \mathrm{j}\left[\begin{array}{ccc|ccc} 74{,}340 & 36{,}871 & 36{,}871 & 74{,}273 & 36{,}838 & 36{,}838 \\ 36{,}871 & 74{,}340 & 36{,}871 & 36{,}838 & 74{,}273 & 36{,}838 \\ 36{,}871 & 36{,}871 & 74{,}340 & 36{,}838 & 36{,}838 & 74{,}273 \\ \hline 74{,}273 & 36{,}838 & 36{,}838 & 74{,}306 & 36{,}805 & 36{,}805 \\ 36{,}838 & 74{,}273 & 36{,}838 & 36{,}805 & 74{,}306 & 36{,}805 \\ 36{,}838 & 36{,}838 & 74{,}273 & 36{,}805 & 36{,}805 & 74{,}306 \end{array}\right] \mathrm{p.u.} \tag{G.6a}$$

$$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES},sym} = \mathrm{j}\left[\begin{array}{ccc|ccc} 0{,}597 & 0 & 0 & 0{,}596 & 0 & 0 \\ 0 & 111{,}211 & 0 & 0 & 111{,}111 & 0 \\ 0 & 0 & 111{,}211 & 0 & 0 & 111{,}11 \\ \hline 0{,}596 & 0 & 0 & 0{,}696 & 0 & 0 \\ 0 & 111{,}111 & 0 & 0 & 111{,}111 & 0 \\ 0 & 0 & 111{,}11 & 0 & 0 & 111{,}11 \end{array}\right] \mathrm{p.u.} \tag{G.6b}$$

Es gilt $X_{\mathrm{h,L1L2L3}} = \begin{bmatrix} 1{,}2 & 1{,}0 & 1{,}0 \end{bmatrix} \cdot X_{\mathrm{h},Li}$:

$$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES,unsymL1}} = \mathrm{j}\left[\begin{array}{ccc|ccc} 0{,}597 & 0{,}037 & 0{,}037 & 0{,}596 & 0{,}037 & 0{,}037 \\ 0{,}037 & 118{,}158 & 6{,}947 & 0{,}043 & 118{,}058 & 6{,}947 \\ 0{,}037 & 6{,}947 & 118{,}158 & 0{,}043 & 6{,}947 & 118{,}058 \\ \hline 0{,}596 & 0{,}043 & 0{,}043 & 0{,}696 & 0{,}043 & 0{,}043 \\ 0{,}037 & 118{,}058 & 6{,}947 & 0{,}043 & 118{,}058 & 6{,}947 \\ 0{,}037 & 6{,}947 & 118{,}058 & 0{,}043 & 6{,}947 & 118{,}058 \end{array}\right] \mathrm{p.u.} \tag{G.6c}$$

Es gilt $X_{\mathrm{h,L1L2L3}} = \begin{bmatrix} 1{,}2 & 0{,}9 & 1{,}0 \end{bmatrix} \cdot X_{\mathrm{h},Li}$:

$$\underline{\boldsymbol{Z}}^{012}_{\mathrm{T,TK\text{-}ES,unsymL2L3}} = \left[\begin{array}{ccc|ccc} \mathrm{j}0{,}597 & 0{,}051\mathrm{e}^{\mathrm{j}109^\circ} & 0{,}051\mathrm{e}^{\mathrm{j}71^\circ} & \mathrm{j}0{,}596 & 0{,}051\mathrm{e}^{\mathrm{j}109^\circ} & 0{,}051\mathrm{e}^{\mathrm{j}71^\circ} \\ 0{,}051\mathrm{e}^{\mathrm{j}71^\circ} & \mathrm{j}114{,}084 & 9{,}376\mathrm{e}^{\mathrm{j}113^\circ} & 0{,}059\mathrm{e}^{\mathrm{j}71^\circ} & \mathrm{j}113{,}984 & 9{,}376\mathrm{e}^{\mathrm{j}113^\circ} \\ 0{,}051\mathrm{e}^{\mathrm{j}109^\circ} & 9{,}376\mathrm{e}^{\mathrm{j}67^\circ} & \mathrm{j}114{,}084 & 0{,}059\mathrm{e}^{\mathrm{j}109^\circ} & 9{,}376\mathrm{e}^{\mathrm{j}67^\circ} & \mathrm{j}113{,}984 \\ \hline \mathrm{j}0{,}596 & 0{,}059\mathrm{e}^{\mathrm{j}109^\circ} & 0{,}059\mathrm{e}^{\mathrm{j}71^\circ} & \mathrm{j}0{,}696 & 0{,}059\mathrm{e}^{\mathrm{j}109^\circ} & 0{,}059\mathrm{e}^{\mathrm{j}71^\circ} \\ 0{,}051\mathrm{e}^{\mathrm{j}71^\circ} & \mathrm{j}113{,}984 & 9{,}376\mathrm{e}^{\mathrm{j}113^\circ} & 0{,}059\mathrm{e}^{\mathrm{j}71^\circ} & \mathrm{j}113{,}984 & 9{,}376\mathrm{e}^{\mathrm{j}113^\circ} \\ 0{,}051\mathrm{e}^{\mathrm{j}109^\circ} & 9{,}376\mathrm{e}^{\mathrm{j}67^\circ} & \mathrm{j}113{,}984 & 0{,}059\mathrm{e}^{\mathrm{j}109^\circ} & 9{,}376\mathrm{e}^{\mathrm{j}67^\circ} & \mathrm{j}113{,}984 \end{array}\right] \mathrm{p.u.} \tag{G.6d}$$

Tabelle T.1: Einstellkriterien für den LSC-Stromregler nach Betragsoptimum [13].

Entwurf für :	Strecke PT1	Strecke PT2	Kaskadenregelung
$G(s)$	$\frac{1}{R_{\mathrm{LSC}}+L_{\mathrm{LSC}}s}$	$\frac{1}{R_{\mathrm{LSC}}+L_{\mathrm{LSC}}s}\cdot\frac{1}{1+sT_{\mathrm{PWM}}}$	$\frac{1}{R_{\mathrm{LSC}}+L_{\mathrm{LSC}}s}$
$G(s)^{\mathrm{offen}}=G(s)_{\mathrm{PI}}G(s)$	$\frac{K_{\mathrm{P,LSC}}s+K_{\mathrm{I,LSC}}}{s}\cdot\frac{1}{R_{\mathrm{LSC}}+L_{\mathrm{LSC}}s}$	$\frac{K_{\mathrm{P,LSC}}K_{\mathrm{P,Strecke}}}{sT_{\mathrm{LSC}}\left(1+sT_{\mathrm{PWM}}\right)}$	$G(s)_{\mathrm{PT1}}^{\mathrm{offen}}$
$G(s)^{\mathrm{gesch}}=\frac{G(s)^{\mathrm{offen}}}{1+G(s)^{\mathrm{offen}}}$	$\frac{1}{1+\frac{s}{\omega_{\mathrm{C}}}}$		
Faktor			$k_{\mathrm{T,LSC}}=\frac{T_{\mathrm{LSC}}}{T^{\mathrm{geschl}}}$
$K_{\mathrm{P,LSC}}$	$\omega_{\mathrm{C}}L_{\mathrm{LSC}}$	$\frac{R_{\mathrm{LSC}}T_{\mathrm{LSC}}}{2T_{\mathrm{PWM}}}=\frac{L_{\mathrm{LSC}}}{2T_{\mathrm{PWM}}}$	$\frac{k_{\mathrm{T,LSC}}T_{\mathrm{R,ICC}}}{T_{\mathrm{LSC}}/R_{\mathrm{LSC}}}$
$K_{\mathrm{I,LSC}}$	$\omega_{\mathrm{C}}R_{\mathrm{LSC}}$	$\frac{R_{\mathrm{LSC}}}{2T_{\mathrm{PWM}}}$	$\frac{k_{\mathrm{T,LSC}}}{T_{\mathrm{LSC}}/R_{\mathrm{LSC}}}$

Tabelle T.2: Ergebnisse für die Szenarien 1 und 3 mit der Belastung $\vartheta_T = 0$ und 70 % im eingeschwungenen Zustand.

(a) Belastung $\vartheta_T = 0$.

Szenario:	1A (YNd)			3A (YNd)		1B (YNy)			3B (YNy)	
Schaltzustand:	S1	S2	S3	S2	S3	S1	S2	S3	S2	S3
$U_{OS,0}$ in p.u.	0,001	0,001	0	0	0	0,028	0,006	0,006	0,006	0,004
$U_{OS,1}$ in p.u.	0,997	0,995	0,996	1	0,999	0,99	0,996	0,994	1	0,999
$U_{OS,2}$ in p.u.	0,005	0,006	0,004	0,004	0,002	0,016	0,006	0,006	0,006	0,003
$I_{OS,0}$ in p.u.	0,007	0,013	0,01	0,008	0,006	0,007	0,004	0,004	0,004	0,001
$I_{OS,1}$ in p.u.	0,007	0,013	0,014	0,01	0,01	0,007	0,008	0,009	0,01	0,009
$I_{OS,2}$ in p.u.	0,003	0,004	0,008	0,004	0,008	0,003	0,007	0,009	0,008	0,008
$U_{US,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$U_{US,1}$ in p.u.	1,005	1,002	1,003	1,009	1,007	0,994	1	0,998	1,005	1,003
$U_{US,2}$ in p.u.	0,006	0,006	0,004	0,004	0,002	0,016	0,006	0,006	0,006	0,002
$I_{US,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$I_{US,1}$ in p.u.	0,003	0,005	0,008	0,012	0,009	0,003	0,009	0,006	0,014	0,009
$I_{US,2}$ in p.u.	0	0,004	0,008	0,004	0,008	0	0,005	0,008	0,006	0,008
$k_{U2,OS}$ in p.u.	0,005	0,006	0,005	0,004	0,002	0,016	0,006	0,006	0,006	0,003

(b) Belastung $\vartheta_T = 70\,\%$.

Szenario:	1A (YNd)			3A (YNd)		1B (YNy)			3B (YNy)	
Schaltzustand:	S1	S2	S3	S2	S3	S1	S2	S3	S2	S3
$U_{OS,0}$ in p.u.	0,034	0,028	0,025	0,028	0,024	0,3	0,249	0,221	0,249	0,214
$U_{OS,1}$ in p.u.	0,813	0,984	0,977	0,986	0,999	0,621	0,991	0,981	0,999	1
$U_{OS,2}$ in p.u.	0,236	0,194	0,169	0,194	0,164	0,396	0,315	0,273	0,315	0,265
$I_{OS,0}$ in p.u.	0,485	0,416	0,372	0,416	0,361	0,239	0,199	0,177	0,199	0,171
$I_{OS,1}$ in p.u.	0,579	0,676	0,702	0,674	0,681	0,438	0,641	0,709	0,635	0,686
$I_{OS,2}$ in p.u.	0,169	0,276	0,334	0,272	0,324	0,28	0,455	0,539	0,447	0,518
$U_{US,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0,006	0,004	0,004	0,004	0,004
$U_{US,1}$ in p.u.	0,797	0,986	0,98	0,989	1,01	0,607	0,99	0,984	0,999	1,008
$U_{US,2}$ in p.u.	0,231	0,17	0,136	0,17	0,132	0,386	0,274	0,22	0,274	0,213
$I_{US,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$I_{US,1}$ in p.u.	0,571	0,678	0,704	0,676	0,684	0,434	0,647	0,715	0,641	0,694
$I_{US,2}$ in p.u.	0,166	0,275	0,333	0,271	0,323	0,277	0,454	0,538	0,446	0,516
$k_{U2,OS}$ in p.u.	0,29	0,198	0,173	0,197	0,165	0,637	0,318	0,278	0,316	0,265

Tabelle T.3: Ergebnisse für die Szenarien 2 und 4 mit der Belastung $\vartheta_T = 0$ und 70 % im eingeschwungenen Zustand.

(a) Belastung $\vartheta_T = 0$.

Szenario:	2A (YNd)			4A (YNd)		2B (YNy)			4B (YNy)	
Schaltzustand:	S1	S2	S3	S2	S3	S1	S2	S3	S2	S3
$U_{OS,0}$ in p.u.	0,059	0,003	0,004	0,003	0,004	0,058	0,004	0,004	0,004	0,004
$U_{OS,1}$ in p.u.	0,552	0,992	0,993	1	0,999	0,55	0,994	0,994	1	0,998
$U_{OS,2}$ in p.u.	0,459	0,009	0,008	0,018	0,004	0,46	0,01	0,007	0,017	0,004
$I_{OS,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$I_{OS,1}$ in p.u.	0,003	0,008	0,013	0,013	0,011	0,003	0,01	0,009	0,014	0,01
$I_{OS,2}$ in p.u.	0,003	0,008	0,013	0,013	0,011	0,003	0,01	0,009	0,014	0,01
$U_{US,0}$ in p.u.	0,001	0	0	0	0	0,001	0	0	0	0
$U_{US,1}$ in p.u.	0,556	1	1	1,009	1,007	0,553	0,999	0,998	1,005	1,002
$U_{US,2}$ in p.u.	0,463	0,009	0,007	0,018	0,003	0,462	0,01	0,007	0,017	0,003
$I_{US,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$I_{US,1}$ in p.u.	0,002	0,009	0,008	0,017	0,011	0,002	0,013	0,006	0,019	0,01
$I_{US,2}$ in p.u.	0,002	0,007	0,014	0,01	0,011	0,002	0,008	0,01	0,011	0,009
$k_{U2,OS}$ in p.u.	0,832	0,009	0,008	0,018	0,004	0,836	0,01	0,007	0,017	0,004

(b) Belastung $\vartheta_T = 70\,\%$.

Szenario:	2A (YNd)			4A (YNd)		2B (YNy)			4B (YNy)	
Schaltzustand:	S1	S2	S3	S2	S3	S1	S2	S3	S2	S3
$U_{OS,0}$ in p.u.	0,016	0,059	0,035	0,055	0,074	0,016	0,052	0,1	0,055	0,083
$U_{OS,1}$ in p.u.	0,493	1	0,968	1,015	1,006	0,493	0,994	0,977	1,014	1,006
$U_{OS,2}$ in p.u.	0,492	0,405	0,382	0,395	0,354	0,492	0,409	0,374	0,4	0,373
$I_{OS,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0,001	0	0,001
$I_{OS,1}$ in p.u.	0,35	0,607	0,713	0,589	0,675	0,348	0,607	0,744	0,594	0,705
$I_{OS,2}$ in p.u.	0,35	0,607	0,714	0,589	0,675	0,348	0,608	0,744	0,594	0,705
$U_{US,0}$ in p.u.	0	0,001	0	0,001	0,001	0	0,001	0,001	0,001	0,001
$U_{US,1}$ in p.u.	0,484	1	0,97	1,019	1,021	0,482	0,993	0,975	1,013	1,014
$U_{US,2}$ in p.u.	0,482	0,352	0,316	0,342	0,287	0,48	0,352	0,306	0,345	0,302
$I_{US,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$I_{US,1}$ in p.u.	0,346	0,609	0,716	0,592	0,684	0,345	0,612	0,753	0,599	0,714
$I_{US,2}$ in p.u.	0,345	0,602	0,708	0,583	0,666	0,344	0,604	0,738	0,591	0,7
$k_{U2,OS}$ in p.u.	0,997	0,405	0,395	0,39	0,351	0,997	0,411	0,383	0,394	0,371

Tabelle T.4: Ergebnisse für das Szenarien 5 mit der Belastung $\vartheta_T = 0$ und 70 % im eingeschwungenen Zustand.

Belastung	$\vartheta_T = 0$			$\vartheta_T = 70\,\%$		
Schaltzustand:	S1	S2	S3	S1	S2	S3
$U_{OS,0}$ in p.u.	0,502	0,011	0,008	0,533	0,457	0,438
$U_{OS,1}$ in p.u.	0,542	0,994	0,994	0,493	1,002	0,978
$U_{OS,2}$ in p.u.	0,47	0,01	0,007	0,492	0,403	0,373
$I_{OS,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0
$I_{OS,1}$ in p.u.	0,003	0,01	0,009	0,348	0,61	0,744
$I_{OS,2}$ in p.u.	0,003	0,01	0,009	0,348	0,61	0,744
$U_{US,0}$ in p.u.	0,004	0	0	0,004	0	0
$U_{US,1}$ in p.u.	0,545	0,999	0,998	0,482	0,998	0,975
$U_{US,2}$ in p.u.	0,472	0,01	0,007	0,48	0,347	0,306
$I_{US,0}$ in p.u.	0	0	0	0	0	0
$I_{US,1}$ in p.u.	0,002	0,013	0,006	0,345	0,615	0,753
$I_{US,2}$ in p.u.	0,002	0,008	0,01	0,344	0,607	0,738
$k_{U2,OS}$ in p.u.	0,867	0,01	0,007	0,997	0,402	0,381

Tabelle T.5: Ergebnisse für die Szenarien 1 und 3 mit der Belastung $\vartheta_T = 0$ und 70 % im Übergangszustand zum Zeitpunkt $t_{End} = 1\,s$.

(a) Belastung $\vartheta_T = 0$.

Szenario:	1A (YNd)			3A (YNd)		1B (YNy)			3B (YNy)	
Schaltzustand:	S1	S2	S3	S2	S3	S1	S2	S3	S2	S3
$U_{OS,0}(t_{End})$ in p.u.	0,001	0,001	0	0	0	0,028	0,006	0,006	0,006	0,004
$U_{OS,0,max}$ in p.u.	0,001	0,001	0,003	0	0	0,038	0,011	0,017	0,007	0,006
$\Delta U_{OS,0}(t_{End})$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0,001
$U_{OS,1}(t_{End})$ in p.u.	0,997	0,995	0,996	1	0,999	0,99	0,996	0,994	1	0,999
$U_{OS,1,min}$ in p.u.	0,987	0,987	0,973	0,999	0,997	0,96	0,985	0,981	0,997	0,993
$\Delta U_{OS,1}(t_{End})$ in p.u.	0,018	0,002	0,002	0,002	0,002	0,033	0,002	0,002	0,002	0,006
$U_{OS,2}(t_{End})$ in p.u.	0,005	0,006	0,004	0,004	0,002	0,016	0,006	0,006	0,006	0,003
$U_{OS,2,max}$ in p.u.	0,013	0,016	0,027	0,007	0,005	0,044	0,016	0,024	0,01	0,008
$\Delta U_{OS,2}(t_{End})$ in p.u.	0,012	0,003	0,003	0,004	0,003	0,042	0,004	0,002	0,005	0,008

(b) Belastung $\vartheta_T = 70\,\%$.

Szenario:	1A (YNd)			3A (YNd)		1B (YNy)			3B (YNy)	
Schaltzustand:	S1	S2	S3	S2	S3	S1	S2	S3	S2	S3
$U_{OS,0}(t_{End})$ in p.u.	0,034	0,028	0,025	0,028	0,024	0,3	0,249	0,221	0,249	0,214
$U_{OS,0,max}$ in p.u.	0,034	0,031	0,033	0,031	0,031	0,325	0,328	0,293	0,327	0,283
$\Delta U_{OS,0}(t_{End})$ in p.u.	0	0	0,004	0	0,004	0	0,004	0,119	0,004	0,093
$U_{OS,1}(t_{End})$ in p.u.	0,813	0,984	0,977	0,986	0,999	0,621	0,991	0,981	0,999	1
$U_{OS,1,min}$ in p.u.	0,788	0,954	0,919	0,96	0,936	0,567	0,898	0,872	0,907	0,899
$\Delta U_{OS,1}(t_{End})$ in p.u.	0,002	0,002	0,049	0,002	0,044	0,002	0,023	0,168	0,025	0,166
$U_{OS,2}(t_{End})$ in p.u.	0,236	0,194	0,169	0,194	0,164	0,396	0,315	0,273	0,315	0,265
$U_{OS,2,max}$ in p.u.	0,263	0,235	0,22	0,235	0,21	0,45	0,479	0,368	0,48	0,35
$\Delta U_{OS,2}(t_{End})$ in p.u.	0,002	0,004	0,036	0,004	0,033	0,002	0,04	0,165	0,043	0,126

Tabelle T.6: Ergebnisse für die Szenarien 2 und 4 mit der Belastung $\vartheta_T = 0$ und 70 % im Übergangszustand zum Zeitpunkt $t_{End} = 1\,s$.

(a) Belastung $\vartheta_T = 0$.

Szenario:	2A (YNd)			4A (YNd)		2B (YNy)			4B (YNy)	
Schaltzustand:	S1	S2	S3	S2	S3	S1	S2	S3	S2	S3
$U_{OS,0}(t_{End})$ in p.u.	0,059	0,003	0,004	0,003	0,004	0,058	0,004	0,004	0,004	0,004
$U_{OS,0,max}$ in p.u.	0,273	0,016	0,014	0,004	0,006	0,281	0,011	0,01	0,004	0,007
$\Delta U_{OS,0}(t_{End})$ in p.u.	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$U_{OS,1}(t_{End})$ in p.u.	0,552	0,992	0,993	1	0,999	0,55	0,994	0,994	1	0,998
$U_{OS,1,min}$ in p.u.	0,519	0,976	0,981	0,993	0,993	0,52	0,983	0,987	0,992	0,992
$\Delta U_{OS,1}(t_{End})$ in p.u.	0,065	0,003	0,003	0,003	0,011	0,063	0,003	0,002	0,002	0,008
$U_{OS,2}(t_{End})$ in p.u.	0,459	0,009	0,008	0,018	0,004	0,46	0,01	0,007	0,017	0,004
$U_{OS,2,max}$ in p.u.	0,524	0,042	0,032	0,025	0,011	0,525	0,025	0,022	0,024	0,009
$\Delta U_{OS,2}(t_{End})$ in p.u.	0,073	0,004	0,003	0,005	0,01	0,071	0,005	0,002	0,005	0,009

(b) Belastung $\vartheta_T = 70\,\%$.

Szenario:	2A (YNd)			4A (YNd)		2B (YNy)			4B (YNy)	
Schaltzustand:	S1	S2	S3	S2	S3	S1	S2	S3	S2	S3
$U_{OS,0}(t_{End})$ in p.u.	0,016	0,059	0,035	0,055	0,074	0,016	0,052	0,1	0,055	0,083
$U_{OS,0,max}$ in p.u.	0,375	0,284	0,18	0,273	0,161	0,378	0,283	0,177	0,276	0,174
$\Delta U_{OS,0}(t_{End})$ in p.u.	0	0	0,038	0,014	0,071	0	0	0,095	0,008	0,093
$U_{OS,1}(t_{End})$ in p.u.	0,493	1	0,968	1,015	1,006	0,493	0,994	0,977	1,014	1,006
$U_{OS,1,min}$ in p.u.	0,32	0,849	0,806	0,878	0,846	0,32	0,87	0,816	0,885	0,861
$\Delta U_{OS,1}(t_{End})$ in p.u.	0,003	0,052	0,285	0,065	0,311	0,003	0,05	0,322	0,058	0,285
$U_{OS,2}(t_{End})$ in p.u.	0,492	0,405	0,382	0,395	0,354	0,492	0,409	0,374	0,4	0,373
$U_{OS,2,max}$ in p.u.	0,67	0,66	0,534	0,66	0,479	0,671	0,656	0,515	0,657	0,483
$\Delta U_{OS,2}(t_{End})$ in p.u.	0,003	0,093	0,286	0,11	0,316	0,003	0,084	0,355	0,101	0,283

Tabelle T.7: Ergebnisse für das Szenario 5 mit der Belastung $\vartheta_T = 0$ und 70 % im Übergangszustand zum Zeitpunkt $t_{End} = 1\,s$.

Belastung:	$\vartheta_T = 0$			$\vartheta_T = 70\,\%$		
Schaltzustand:	S1	S2	S3	S1	S2	S3
$U_{OS,0}(t_{End})$ in p.u.	0,502	0,011	0,008	0,533	0,457	0,438
$U_{OS,0,max}$ in p.u.	0,56	0,025	0,023	0,573	0,662	0,602
$\Delta U_{OS,0}(t_{End})$ in p.u.	0	0	0	0	0,008	0,399
$U_{OS,1}(t_{End})$ in p.u.	0,542	0,994	0,994	0,493	1,002	0,978
$U_{OS,1,min}$ in p.u.	0,517	0,983	0,986	0,318	0,865	0,816
$\Delta U_{OS,1}(t_{End})$ in p.u.	0,046	0,003	0,003	0,004	0,053	0,328
$U_{OS,2}(t_{End})$ in p.u.	0,47	0,01	0,007	0,492	0,403	0,373
$U_{OS,2,max}$ in p.u.	0,504	0,025	0,022	0,673	0,655	0,515
$\Delta U_{OS,2}(t_{End})$ in p.u.	0,053	0,005	0,002	0,004	0,094	0,36