

**Alexander Novitskiy**

**Elektromagnetische Verträglichkeit und  
Blindleistungskompensation in  
Elektrostahlwerksnetzen**



# **Elektromagnetische Verträglichkeit und Blindleistungskompensation in Elektrostahlwerksnetzen**

Die Gewährleistung der elektromagnetischen  
Verträglichkeit und einer optimalen  
Blindleistungskompensation in  
Elektrostahlwerksnetzen mit nichtlinearen  
Belastungen unter dem Aspekt der Minimierung der  
harmonischen Störungen

Von Alexander Novitskiy



Universitätsverlag Ilmenau  
2007

# Impressum

## **Bibliographische Information der Deutschen Bibliothek**

Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliographie; detaillierte bibliographische Angaben sind im Internet über <http://dnb.ddb.de> abrufbar.

Diese Arbeit hat der Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik als Habilitation vorgelegen.

1. Gutachter:	Prof. Dr.–Ing. habil. Dietrich Stade (Ilmenau)
2. Gutachter:	Univ.-Prof. Dr.–Ing. habil. Dietmar Schulze (TU Ilmenau)
3. Gutachter:	Ao. Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Manfred Sakulin (TU Graz, Österreich)
Tag der Verteidigung:	24. November 2006

Technische Universität Ilmenau/Universitätsbibliothek

### **Universitätsverlag Ilmenau**

Postfach 10 05 65

98684 Ilmenau

[www.tu-ilmenau.de/universitaetsverlag](http://www.tu-ilmenau.de/universitaetsverlag)

### **Herstellung und Auslieferung**

Verlagshaus Monsenstein und Vannerdat OHG

Am Hawerkamp 31

48155 Münster

[www.mv-verlag.de](http://www.mv-verlag.de)

ISBN 978-3-939473-15-2

## **Vorwort**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner wissenschaftlichen Tätigkeit im Fachgebiet Elektrische Energieversorgung der Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik an der Technischen Universität Ilmenau.

Herrn Prof. Dr.–Ing. habil. Dietrich Stade gilt mein aufrichtiger Dank für die Anregung zu dieser Arbeit, die ständige Unterstützung sowie die Übernahme des Hauptreferates.

Herrn Prof. Dr. techn. Manfred Sakulin (Technische Universität Graz) und Prof. Dr.–Ing. habil. Dietmar Schulze danke ich herzlich für die freundliche Übernahme der Korreferate.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr. Leonid Kutschumov (St. Petersburger Staatliche Polytechnische Universität) für seine ständige Diskussionsbereitschaft und die stets wertvollen Ratschläge.

Herrn PD Dr.–Ing. habil. Holger Schau bin ich für sein Interesse und seine wohlwollende Unterstützung sehr zu Dank verpflichtet.

Herrn Dr.-Ing. Ivan Aprelkov (Fa. Technika) danke ich recht herzlich für die fruchtbare und angenehme Zusammenarbeit.

Nicht zuletzt schulde ich den Mitarbeitern des Fachgebietes Elektrische Energieversorgung sowie der Fa. APT AG für ihre bereitwillige Hilfe Dank. Insbesondere danke ich Frau Dipl.-Ges.-Wiss. Simone Matthias, Herrn Dipl.-Ing. Peter Ulrich und Herrn Dr.-Ing. Volkmar Schilling.

Bedanken möchte ich mich auch bei den Studenten und Aspiranten, die durch ihre Mitwirkung wichtige Beiträge zu dieser Arbeit lieferten.

Der Stiftung Industrieforschung danke ich für die Förderung der Forschungsvorhaben, die zum Gelingen der Arbeit wesentlich beigetragen haben.



# Inhaltsverzeichnis

	<u>Seite</u>
<b>1 Einführung in die Thematik und allgemeine Zielstellung</b>	<b>10</b>
1.1 Problemstellung	10
1.2 Zielstellung der Arbeit	11
<b>2 Spezifikum der Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen als leistungsstarke nichtlineare Belastungen</b>	<b>12</b>
2.1 Funktionsweise und elektrischer Aufbau eines Drehstrom- Lichtbogenstahlschmelzofens	12
2.2 Betriebsvorgänge in einem Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen	13
2.3 Dynamische Eigenschaften des Lichtbogens	15
2.4 Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen als Oberschwingungsquelle	23
2.5 Experimentelle Untersuchungen der Stromspektren eines Drehstrom-Lichtbogenofens	25
2.6 Mathematische Modellierung der Netzurückwirkungen beim Parallelbetrieb von Drehstrom-Lichtbogenöfen und der Blindleistungskompensationsanlagen	34
2.6.1 Problematik der konventionellen Darstellung von Drehstrom-Lichtbogenöfen bei der Analyse der Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen	34
2.6.2 Mathematische Modellierung der Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens eines Drehstrom-Lichtbogenofens	38
2.6.3 Mathematische Modellierung der Resonanzvorgänge in Elektrostahlwerksnetzen	49
2.6.3.1 Ersatzschaltbilder zur Analyse der Resonanzerscheinungen	49
2.6.3.2 Ergebnisse der Untersuchungen der Resonanzvorgänge in Elektrostahlwerksnetzen	53
2.6.3.3 Besonderheiten der Modellierung der Resonanzvorgänge in Elektrostahlwerksnetzen unter Berücksichtigung der frequenzabhängigen Impedanzen der Netzelemente	65
2.6.3.4 Technisches Verfahren zur Beurteilung der Strom- und Spannungsverzerrungen bei der Variation der Leistungen einer Blindleistungskompensationsanlage	72

<b>3</b>	<b>Einschaltresonanzen in den Elektrostahlwerksnetzen, die durch den Magnetisierungsstrom des Ofentransformators verursacht werden</b>	78
3.1	Einführung in die Thematik	78
3.2	Mathematische Modellierung von Einschaltresonanzen	83
3.2.1	Problemkreis	83
3.2.2	Mathematische Transformatormodelle zur Simulation der Einschaltvorgänge	84
3.2.3	Ergebnisse der Untersuchungen von Einschaltresonanzen in den Elektrostahlwerksnetzen	91
3.2.4	Berücksichtigung der Frequenzabhängigkeiten der Netzelemente bei der Modellierung von Einschaltresonanzen in den Elektrostahlwerksnetzen	99
3.2.5	Bewertung der Überlastung einer Blindleistungskompensationsanlagen bei Einschaltresonanzen	105
3.2.6	Maßnahme zur Minimierung der negativen Einwirkungen von Einschaltstromstöße in den Elektrostahlwerksnetzen	109
<b>4</b>	<b>Eigenschaften der TCR-Anlage als nichtlineare Belastung</b>	114
4.1	Funktionsweise der TCR-Anlage und Oberschwingungsemission	114
4.2	Problemkreis der Darstellung einer TCR-Anlage bei der Analyse von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen	119
4.3	Digitale Simulation von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen mit TCR-Anlagen	122
4.4	Analytische Untersuchung von Resonanzbedingungen in elektrischen Kreisen mit TCR-Anlagen auf der Grundlage der Darstellung im Zustandsraum	130
4.4.1	Raumzeiger und Nullgrößen	131
4.4.2	Betriebs-Modi einer TCR-Anlage bei symmetrischer Steuerung und Raumzeiger-Ersatzschaltbilder	133
4.4.3	Analyse von Resonanzzustände im Elektrostahlwerksnetz mit Hilfe der Raumzeiger-Darstellung	139
4.4.4	Ergebnisse der Untersuchungen von Resonanzzuständen in Elektrostahlwerksnetzen mit einer TCR-Anlage im Zustandsraum	143
<b>5</b>	<b>Analyse der Wechselwirkung zwischen den nichtlinearen Belastungen in Elektrostahlwerksnetzen</b>	148
5.1	Einführung in die Problematik	148



5.2	Theoretische Betrachtungen der Leistungsflüsse in elektrischen Kreisen mit nichtlinearen und unsymmetrischen Belastungen	150
5.3	Analyse der Leistungsflüsse in Elektrostahlwerksnetzen auf der Grundlage der mathematischen Modellierung des Betriebsverhaltens von Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen	159
5.4	Analyse der Messergebnisse in Elektrostahlwerksnetzen zur Bestimmung der normalen und anomalen Leistungsflüsse	163
5.5	Bestimmung der partiellen Beiträge von Elektrostahlwerksbelastungen an der gesamten Spannungsverzerrung am Netzanschlussknotenpunkt	172
<b>6</b>	<b>Praktische Beispiele zur Optimierung der Blindleistungskompensation der nichtlinearen Belastungen in Elektrostahlwerksnetzen</b>	<b>182</b>
6.1	Verfahren zur Wahl der Betriebsleistungen von Kondensatorbatterien als Blindleistungskompensationsanlagen in Elektrostahlwerksnetzen hinsichtlich der Minimierung der harmonischen Störungen	182
6.2	Verfahren zur Wahl der Betriebsleistungen von Filterkreisanlagen als Blindleistungskompensationsanlagen in Elektrostahlwerksnetzen auf der Grundlage der Analyse der Impedanz-Frequenz-Charakteristiken eines Elektrostahlwerksnetzes	192
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>199</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>204</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>224</b>
	<b>Formelzeichen</b>	<b>232</b>
	<b>Curriculum vitae</b>	<b>243</b>
	<b>Anhang</b>	<b>245</b>

# **1 Einführung in die Thematik und allgemeine Zielstellung**

## **1.1 Problemstellung**

Heutzutage wächst die Anzahl der Stromverbraucher mit hohen Anforderungen an die Elektroenergiequalität (automatisierte technologische Anlagen, elektronische Datenverarbeitungsanlagen, Leuchtstofflampen, usw.). Zugleich wächst die Anzahl der nichtlinearen Stromabnehmer, die NetZRückwirkungen erzeugen (Stromrichter, Drehstrom- und Gleichstromlichtbogenstahlschmelzöfen, Schweißanlagen, usw.).

Durch den Betrieb der laststarken nichtlinearen Abnehmer, die schnellveränderliche unsymmetrische elektrische Belastungsverhältnisse ebenfalls oft aufweisen, verursachte NetZRückwirkungen verzerren die Sinusform der Strom- und Spannungszeitverläufe in elektrischen Netzen, verursachen Amplituden- und Phasenmodulation der Ströme und Spannungen sowie derer Unsymmetrie, beeinflussen störend die Strom- und Spannungsänderungen über die Zeit und bedingen zusätzliche Energieverluste, Steuerungsfehler und Störungen der Arbeitszyklen der elektrotechnologischen Anlagen. Die Wechselwirkung zwischen verschiedenen Verzerrungsquellen in Stromversorgungssystemen kann die Spannungsverzerrung verstärken und dadurch störend auf andere Abnehmer an verschiedenen Knotenpunkten der öffentlichen Netze wirken.

Die großen elektrischen Leistungen der modernen technologischen Anlagen und die hohen Elektroenergiepreise bedingen eine große Aktualität von Problemen der Blindleistungskompensation der Belastung. Blindleistungskompensation vermindert die Energieverluste und stabilisiert das Spannungsniveau. Die Realisierung der Blindleistungskompensation in Netzen mit nichtlinearer, schnellveränderlicher und unsymmetrischer Belastung ist jedoch außerordentlich kompliziert. Die schnellen Blindleistungsänderungen und die hohen Pegel der erzeugten Verzerrungen bedingen die Verwendung von speziellen kostenintensiven Anlagen zur dynamischen Blindleistungskompensation (SVC- und STATCOM-Anlagen, aktive Filter). In manchen Fällen sind die Kosten der Anlagen zur dynamischen Blindleistungskompensation höher als die Kosten der technologischen Anlagen selbst. Außerdem können Blindleistungskompensationsanlagen durch Resonanzerscheinungen und die Verstärkung einzelner Harmonischer, u. a. Zwischenharmonischer, beschädigt oder sogar zerstört werden. Andererseits ist es in manchen Fällen jedoch ausreichend, einfache und preisgünstige Kondensatorbatterien als Blindleistungskompensationsanlagen zu benutzen.

Die hohen Kosten der modernen Elektroausrüstung, die technische Kompliziertheit der technologischen Anlagen und die Notwendigkeit, die Elektroenergiequalität in öffentlichen Netzen zu gewährleisten, bedingen heutzutage eine hohe Bedeutung der Projektierungs- und Betriebslösungen.

Um die elektromagnetische Verträglichkeit neuer Industrieanlagen mit dem speisenden Netz zu gewährleisten, durch Anlagenbetrieb verursachte Netzzrückwirkungen zu vermindern und Energieverluste in Elektroenergieversorgungssystemen zu verringern, ist es außerordentlich wichtig, vertiefende Studien durchzuführen. Es ist notwendig, detaillierte Untersuchungen der Bedingungen der Entstehung von Resonanzerscheinungen in Netzen mit leistungsstarken technologischen Anlagen durchzuführen.

## **1.2 Zielstellung der Arbeit**

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Ausarbeitung eines optimalen Blindleistungskompensationsverfahrens in Netzen mit leistungsstarken nichtlinearen Belastungen, vorwiegend Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen, auf der Grundlage der Analyse von Resonanzerscheinungen in elektrischen Netzen und unter Berücksichtigung der Anforderungen der elektromagnetischen Verträglichkeit in Elektroenergieversorgungssystemen unter dem Aspekt der Minimierung der harmonischen Störungen.

## 2 Spezifikum der Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen als leistungsstarke nicht-lineare Belastungen

### 2.1 Funktionsweise und elektrischer Aufbau eines Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofens

In Lichtbogenstahlschmelzöfen wird Stahlschrott mittels elektrischer Energie geschmolzen. Das Hauptprinzip, das bei der Elektrostahterzeugung im Lichtbogenstahlschmelzofen angewendet wird, besteht darin, dass in einer elektrischen Lichtbogenentladung elektrische Energie in Wärme umgesetzt wird. Die Wärme wird in den zwischen dem Schmelzgut und den

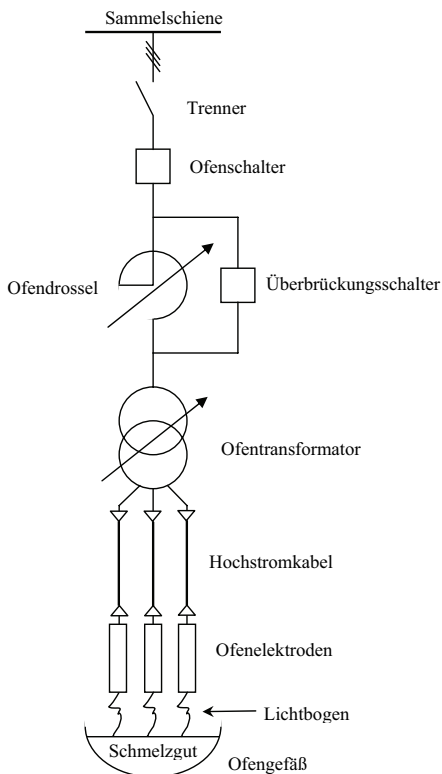


Bild 2.1: Der elektrische Aufbau des Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofens

Ofenelektroden frei brennenden Lichtbögen erzeugt. Weltweit werden heutzutage 30 % des Stahls durch elektrothermische Energiewandlung in Lichtbogenöfen hergestellt [2.1].

Der elektrische Aufbau eines Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen-anlage ist im Bild 2.1 dargestellt. Ein Lichtbogenofen wird üblicherweise an das Mittelspannungsnetz angeschlossen. Ein Ofentransformator ist über den Ofenschalter an die Sammelschiene angeschlossen. Der Ofentransformator ist ein Spezialtransformator, der mit einem Stufenschaltwerk ausgestattet ist, das eine Spannungssteuerung für die verschiedenen Schmelzphasen im breiten Wertebereich ermöglicht. Die Spannungswicklungen können je nach dem Fahrprogramm wahlweise in Stern oder Dreieck geschaltet werden. Sekundärseitig wird ein Spannungsbereich bis über 1000 V zur Verfügung

gestellt. Beim Einschmelzen werden, um einen maximalen Leistungsumsatz zu gewährleisten, hohe Sekundärspannungen gewählt. Am Ende des Schmelzvorganges werden kleinere Spannungen eingestellt.

Zur Begrenzung der beim Schmelzen auftretenden Überlastungen und Kurzschlüsse dient die vorgeschaltete Ofendrossel. Diese ist ebenfalls in Stufen verstellbar und kann überbrückt werden.

Die aus Graphit bestehenden drei Ofenelektroden sind an Tragarmen befestigt und über ein Hochstromkabel mit der Sekundärseite des Ofentransformators verbunden. Das dreiphasige Hochstromkabel besteht normalerweise aus einigen Hochstromleitern, die je nach Phase parallel geschaltet sind. Die Elektroden sind durch eine Regelungseinrichtung höhenverstellbar. Damit können die Lichtbogenlängen geändert werden.

Die brennenden Lichtbögen bilden eine Sternschaltung, wobei das Schmelzgut der isolierte Sternpunkt ist [2.2].

## 2.2 Betriebsvorgänge in einem Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen

Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen werden durch eine wesentliche Nichtsinusförmigkeit der Ströme und Spannungen sowie durch stochastische Schwankungen der Strom- und Spannungswerte und derer Unsymmetrie charakterisiert. Dies ist im wesentlichen mit der Nichtlinearität der Strom-Spannungskennlinie des brennenden Lichtbogens und mit deren stochastischen Änderungen verbunden. Intensität und Charakter der Netzurückwirkungen sind von dem Zustand des Schmelzgutes und von den Brennbedingungen des Lichtbogens abhängig.

Hinsichtlich der Netzurückwirkungen besteht der Schmelzvorgang in einem Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen aus einer Reihe von Phasen, die mit der Technologie der Stahlerzeugung direkt verbunden sind:

- **Schmelzen auf fester Schrottoberfläche.** In diesem Zustand brennt der Lichtbogen höchst instabil. Zahlreiche Kurzschlüsse und Lichtbogenabrisse treten auf. Lichtbogen-spannungswerte ändern sich in einer hohen Schwankungsbreite stochastisch. Diesen Betriebszustand nennt man die Bohrphase (*Boring*). Netzurückwirkungen in dieser Phase des Schmelzvorganges sind stark, aber durch den im Vergleich zu den weiterfolgenden Schmelzphasen kleineren Leistungsumsatz im Ofen (entsprechend der modernen Stahlschmelztechnologie) jedoch gemildert. In Öfen, die nach älteren Schmelztechnologien betrieben werden, können die entstehenden Netzurückwirkungen in dieser Phase des

Schmelzvorganges durch Lichtbogenabrisse und instabile Brennbedingungen ebenfalls gemildert werden.

- **Schmelzen auf halbfester Schrottoberfläche.** In diesem Zustand wird die maximale Leistung dem Ofen zugeführt. Der Lichtbogen brennt auf das noch unvollständig verflüssigte Schmelzgut. Kurzschlüsse und Lichtbogenabrisse treten häufig auf. Lichtbogenspannungswerte ändern sich in einer großen Schwankungsbreite stochastisch. Dieser Zustand wird durch maximale Netzurückwirkungen, insbesondere Oberschwingungs- und Flickerzeugung charakterisiert.
- **Schmelzen auf verflüssigter Schrottoberfläche.** In diesem Zustand wird weiterhin eine große Leistung im Ofen umgesetzt. Die Brennbedingungen des Lichtbogens sind aber stabiler. Kurzschlüsse und Lichtbogenabrisse treten selten auf. Lichtbogenspannungswerte ändern sich stochastisch, aber gering. Die Netzurückwirkungen nehmen ab. Die beiden Zustände mit dem Brennen des Lichtbogens auf das voll- oder unvollständig verflüssigte Schmelzgut werden als Schmelzphase Schmelzen (*Melting*) gekennzeichnet.
- **Frischen und Feinen.** Diese Zustände werden durch einen geringen Leistungseinsatz charakterisiert. Die Oberfläche der Schmelze ist vollständig verflüssigt. In beiden Zuständen brennt der Lichtbogen relativ stabil. Lichtbogenspannungswerte schwanken in einem engen Bereich. Diese Zustände entsprechen der Schmelzphase Raffinierung (*Refining*). Die Netzurückwirkungen sind gering.

In den modernen Elektrostahlwerken wird die Betriebsphase Feinen in einem separaten Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen kleinerer Nennleistung (Pfannenofen) durchgeführt.

Jede Betriebsphase wird durch die bestimmten Werte der Wirk- und Blindleistungsaufnahme charakterisiert. Diese Werte sind von der Schmelztechnologie abhängig und bestimmen den **Arbeitspunkt** des Ofenbetriebes.

Bild 2.2 stellt das vereinfachte Fahrprogramm eines 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofens dar. Der Bearbeitungszyklus besteht aus dem Schmelzen von zwei oder drei Körben. Der zeitliche Verlauf des Schmelzvorganges ist für jeden Korb ähnlich. Die Schmelzphasen und die Dauer der einzelnen Phasen sind auf dem Bild gekennzeichnet.

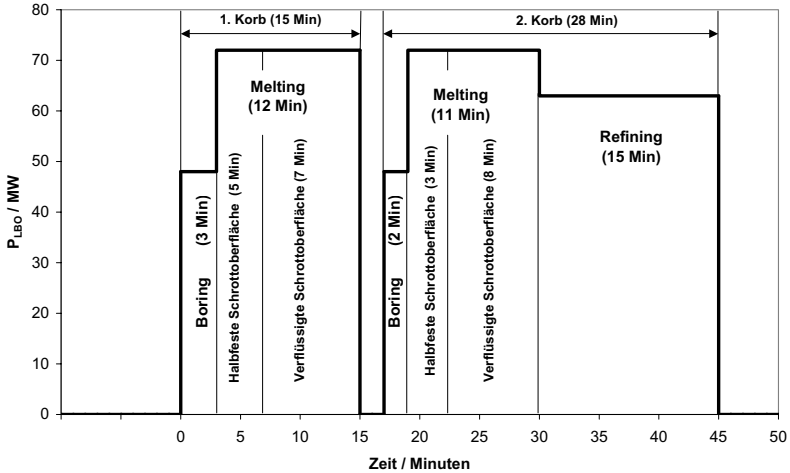


Bild 2.2: Fahrprogramm eines 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofens

### 2.3 Dynamische Eigenschaften des Lichtbogens

Der Lichtbogen ist eine stromstarke selbständige Gasentladung. Im Drehstrom-Lichtbogenofen bilden sich die gasförmigen Plasmasäulen zwischen den Elektroden und dem Schmelzgut aus.

Schon früh wurde versucht, die Gesetzmäßigkeit der Lichtbogenbrennung zu erforschen. Einer der ersten war AYRTON (1880) [2.3], der feststellte, dass die Lichtbogenlänge proportional ist und mit zunehmenden Strom sinkt. Ein stabiler Lichtbogen brennt dann, wenn seine abgegebene Energie gleich der aufgenommenen ist. Erreicht wird das durch eine Längenänderung der Brennstrecke. Im Lichtbogenofen wird das durch den Einsatz der Elektrodenregleinrichtung erreicht.

Die Lichtbogenlänge und der Lichtbogenstrom sind während des Schmelzprozesses stark abhängig von äußeren Einflüssen. Die Brennbedingungen werden insbesondere durch die ungleichmäßige Erwärmung von Schmelze und Elektrode, Fußpunktwanderungen auf der Schmelze, die Oberflächenbeschaffenheit der Schmelze und magnetische Kräfte ständig verändert.

Im Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen brennt der Wechselstromlichtbogen. Das heißt, dass der Lichtbogen innerhalb einer Halbwelle der Netzfrequenz zündet und verlöscht. Dieser Vorgang wiederholt sich von einer Halbwelle zur anderen Halbwelle. Der Lichtbogen

entzündet sich, wenn der Momentanwert der an der Entladungsstrecke anliegenden Spannung groß genug ist, um die Gasentladung hervorzurufen. Der Wechselstromlichtbogen verlöscht dann beim natürlichen Stromnulldurchgang.

Zur Betrachtung der Vorgänge in elektrischen Kreisen mit dem Lichtbogen ist es zweckmäßig, die Lichtbogenstrecke als einen Zweipol mit den Parametern Lichtbogenspannung  $u_B$  und Lichtbogenstrom  $i_B$  als Momentanwerte darzustellen. Der Lichtbogen wird in dem Fall durch die dynamische Strom-Spannungskennlinie  $u_B = f(i_B)$  beschrieben. Der Zusammenhang zwischen der Strom-Spannungskennlinie und den elektrischen Parametern der Ofenkomponenten bestimmt die dynamischen Erscheinungen in elektrischen Kreisen des Drehstrom-Lichtbogenofens.

Die experimentelle Bestimmung der dynamischen Strom-Spannungskennlinien des brennenden Ofen-Lichtbogens ist mit erheblichen Messschwierigkeiten verbunden. In erster Linie sind die elektrischen Größen auf der Hochstromseite des Ofenkreises besonders schwer messtechnisch zu erfassen [2.4, 2.63, 2.64, 2.67 – 2.69]. Bei Spannungsmessungen auf der Hochstromseite ist zu beachten, dass durch die starken magnetischen Wechselfelder in die Messleitungsschleifen Spannungen induziert werden können. Aus diesem Grund werden analoge bzw. digitale Kompensationsreenschaltungen zur Lichtbogenspannungsmessung eingesetzt [2.3, 2.64, 2.67], mit Hilfe derer die Lichtbogenspannungen rechenstechnisch ermittelt werden. In [2.64] (das entsprechende Kapitel wurde von TIMM verfasst) werden die Lichtbogenkennlinien  $u_B(i_B)$ , die an einem 30-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofen mit dem Fassungsvermögen von 80 t aufgenommen wurden, für einzelnen Phasen des Schmelzvorganges exemplarisch dargestellt. Die Bilder 2.3 a) - c) zeigen die o. g. Strom-Spannungskennlinien. Diese Kennlinien wurden auch in [2.3, 2.65] (leider mit der deutlich verschlechterter Bildqualität) nachgedruckt und können nach Empfehlungen von [2.64] als typische Lichtbogenkennlinien für Drehstrom-Lichtbogenofen-Betrieb betrachtet werden.

Nach [2.64] ist es für einen Ofen-Wechselstromlichtbogen bezeichnend, dass der Lichtbogen einen instabilen, nichtlinearen Verbraucher darstellt, dessen Spannungs- und Stromzeitverläufe im Nulldurchgang in Phase liegen. Trotzdem bestätigen die in [2.64] als Liniendiagramme  $u_B(t)$  bzw.  $i_B(t)$  dargestellten gemessenen Lichtbogenspannungs- und Lichtbogenstromzeitverläufe die Aussage bezüglich der zeitgleichen Nulldurchgänge von Lichtbogenstrom- und Lichtbogenspannungsmomentanwerte nicht (Bild A1). Die Zeitverzögerungen zwischen den Strom- und Spannungsnulldurchgängen sind im Betriebszustand des schmelzflüssigen Bades (letzte Phase des Schmelzens) in Bilder in [2.64] bzw. Bild A1 deutlich erkennbar.



Die Arbeit [2.4] von TSUKANOV befasst sich mit Untersuchungen bezüglich der dynamischen Eigenschaften der Lichtbögen in Drehstrom-Lichtbogenöfen zur Stahlschmelze. Untersuchungen umfassen Öfen mit einem Fassungsvermögen von 5 bis 200 t und mit den Bemessungsleistungen der Ofentransformatoren von 2 bis 60 MVA.

Im Gegensatz zum konventionellen Messverfahren zur Lichtbogenspannungs-Erfassung auf der Basis der Messungen der Strangspannungen zwischen dem Sekundärabgang des Ofentransformators und einer zur Ofenwanne geführten Messleitung ([2.3, 2.64, 2.67]) wurden in [2.4] die Spannungssignale zur Lichtbogenspannungs-Erfassung direkt von den Elektroden zum Messsystem unter Verwendung hitzefester Kabel geführt. Exemplarisch wurden die Lichtbogen-Spannungen auch direkt durch den Einsatz einer speziellen hitzefesten Sonde am Ende des Schmelzens gemessen.

Auf der Grundlage der durchgeführten Untersuchungen wurden in [2.4] die Strom-Spannungskennlinien für die ganze o. g. Ofenparameter-Reihe statistisch bearbeitet und analysiert.

Bilder 2.3 d), e), f) zeigen die für einzelnen Schmelzphasen ausgewählten Strom-Spannungskennlinien  $u_B(i_B)$ , die an einem 32-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofen mit dem Fassungsvermögen von 100 t aufgenommen und in [2.4] veröffentlicht wurden. Diese Bilder wurden später im Lehrbuch [2.6] wiedergegeben und können nach [2.6] als charakteristische Strom-Spannungskennlinien für Drehstrom-Lichtbogenofen-Betrieb betrachtet werden.

Es ist unschwer zu erkennen, dass die in Bild 2.3 dargestellten Lichtbogenkennlinien der beiden Öfen im wesentlichen einander ähnlich sind. Allerdings ist am Ende des Schmelzvorganges eine Phasenverschiebung der Lichtbogenspannung gegenüber dem Lichtbogenstrom in der Lichtbogenkennlinie Bild 2.3 f) zu beobachten. Die Nulldurchgänge der Lichtbogenspannung und des Lichtbogenstromes sind in Bild 2.3. f) gegeneinander zeitlich verschoben. In diesem Sinne weisen die Messergebnisse [2.4] eine Konformität mit den veröffentlichten in [2.64] Messbeispielen der Lichtbogenstrom- und Lichtbogenspannungszeitverläufe auf.

In [2.63] wurde eine weitere Reihe von Oszillogrammen der Lichtbogenspannungs- und Lichtbogenstromzeitverläufe, die die einzelnen Stadien des Schmelzvorganges charakterisieren, für den Drehstrom-Lichtbogenofen mit dem Fassungsvermögen von 80 t und Ofentransformatorbemessungsleistung von 36 MVA veröffentlicht (Bild A2). Aus den in [2.63] veröffentlichten Oszillogrammen ist ersichtlich, dass die Lichtbogenstrommomentanwerte gegen die Lichtbogenspannungsmomentanwerte am Ende des Schmelzvorganges eine deutliche Phasenverschiebung aufweisen.

Aus der kurzen Gegenüberstellung der oben beschriebenen Messergebnisse für die drei Drehstrom-Lichtbogenöfen mit den ähnlichen technischen Charakteristiken lässt sich feststellen, dass die gemessenen Strom-Spannungskennlinien der Ofenlichtbögen ebenfalls einander ähnlich sind und sämtliche Eigenschaften des Schmelzvorganges durch die Strom-Spannungskennlinien widergespiegelt werden. Die zeitliche Verzögerung zwischen den Lichtbogenstrom- und Lichtbogenspannungsnulldurchgängen am Ende des Schmelzvorganges hat sich bei allen drei oben genannten Öfen als charakteristisch erwiesen.

Der Effekt der Nacheilens des Lichtbogenspannungsnulldurchganges gegenüber dem Lichtbogenstromnulldurchgang sowie der Unsymmetrie der ansteigenden und fallenden Zweige der Strom-Spannungskennlinie eines Wechselstromlichtbogens hat als einer der ersten SIMON (1905) beschrieben. In seinem Artikel [2.70] wurde eine Reihe der experimentell ermittelten dynamischen Lichtbogenkennlinien mit deutlich erkennbaren zeitlichen Verzögerungen zwischen Lichtbogenspannungs- und Lichtbogenstromnulldurchgängen veröffentlicht.

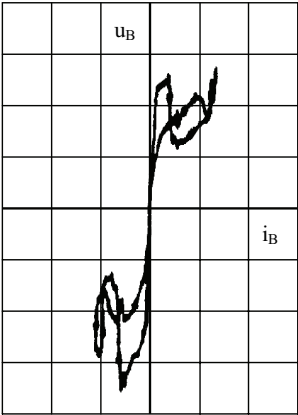
Weitere Untersuchungen des ELEKTROWÄRME-INSTITUTES ESSEN haben die beiden oben genannten Merkmale der Strom-Spannungscharakteristiken der Wechselstromlichtbögen bestätigt. In [2.71] wurde eine Reihe von Oszillogrammen veröffentlicht, in denen die Verschiebungen von Lichtbogenstrom und Lichtbogenspannung zu sehen sind. Nach [2.71] ist das Vorhandensein der Gleichstromkomponente im Lichtbogenstrom eine von möglichen Ursachen für die festgestellten Verschiebungen.

In diesem Sinn kann die Arbeit von TSUKANOV [2.4] mit der Berücksichtigung der ganzen Palette der zum damaligen Zeitpunkt in der Industrie eingesetzten Öfen (Ofen-Fassungsvermögen von 5 bis 200 t, Ofentransformator-Bemessungsleistungen von 2 bis 60 MVA) als eine Art der Verallgemeinerung der Untersuchungsergebnisse zur dynamischen Strom-Spannungskennlinien der Lichtbögen in Drehstrom-Lichtbogenöfen betrachtet werden.

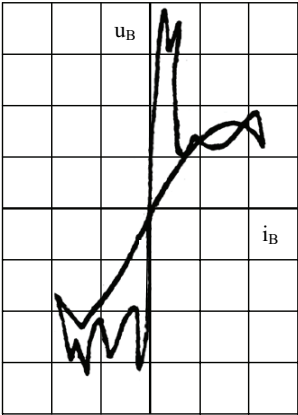
Weitere Beispiele der gemessenen Zeitverzögerung zwischen den Lichtbogenspannungs- und Lichtbogenstromnulldurchgängen, die auf späteren Untersuchungen basieren, wurden z. B. in [2.66, 2.25] veröffentlicht.

Ausgehend von den bekannten Untersuchungsergebnisse kann der Zusammenhang zwischen den dynamischen Änderungen der Strom-Spannungskennlinien des Lichtbogens und dem Lichtbogenbrenn- bzw. Schmelzzustand wie folgt beschrieben werden:

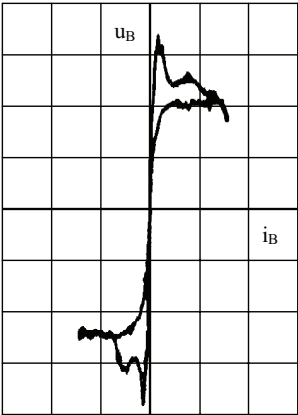
Am Anfang des Schmelzvorganges brennt der Lichtbogen auf dem kalten und festen Schmelzgut. Die Strom-Spannungskennlinie wird durch eine hohe Nichtlinearität charakterisiert. Man sieht deutlich den vielfachen Wechsel der ansteigenden und fallenden Abschnitte der Kurve innerhalb eines Brennzklus. Beispiele der Kennlinien für diese Schmelzphase stellen Bilder 2.3 a) und d) dar. Die ungleichen Emissionseigenschaften des Schmelzgutes und der Elektroden verursachen die Unsymmetrie der Kennlinie bezüglich der Stromachse. Nach der Vergrößerung des Volumens des verflüssigten Schmelzgutes und der Temperaturerhöhung brennt der Lichtbogen stabiler und die Nichtlinearität der Kennlinie sinkt. Das verdeutlichen die Bilder 2.3 b) und e). In den letzten Phasen des Schmelzvorganges wird die Nichtlinearität der Strom-Spannungskennlinie am geringsten. Die entsprechenden Kennlinien sind in Bilder 2.3 c) und f) dargestellt. Bild 2.3 f) zeigt auch die Ausdehnung der durch die thermische Trägheit des Plasmas bedingten Hysterese-Schleife in Form der Unsymmetrie der ansteigenden und fallenden Zweige der Lichtbogenkennlinie. Die in Bild 2.3 f) gezeigte Verzögerung der Strom- und Spannungsnulldurchgänge wird nach [2.4] ebenfalls mit der thermischen Trägheit des Plasmas bzw. durch die große Lichtbogenzeitkonstante (nach [2.4] beträgt die Lichtbogenzeitkonstante die Größe von 0.0001 bis 0.01 s für leistungsstarken Lichtbögen) bezeichnet. Die letzte Aussage steht natürlich in einem gewissen Widerspruch zu den Einstellungen [2.64, 2.67 – 2.69], die von zeitgleichen Strom- und Spannungsnulldurchgängen ausgehen. Nach [2.67] (BRETTHAUER, TIMM) müssen die gemessenen Verschiebungen der Nulldurchgänge der Lichtbogenstrom gegenüber dem Lichtbogenstrom Messfehlern zugeschrieben werden. Als Ursachen der Messfehler wurden die durch Höhenstandsänderungen der Elektrodenragarme sowie durch schwingende Stromseile verursachten Änderungen der Gegeninduktivitäten in elektrischen Mess- und Hochstromkreisen, die bei der rechen-technischen Ermittlung der Lichtbogenströme nicht korrekt berücksichtigt werden, genannt [2.67]. Die oben beschriebenen Messbeispiele zeigen jedoch eindeutig, dass die Verschiebungen der Nulldurchgänge bezeichnenderweise in der letzten Phase des Schmelzvorganges, die grundsätzlich durch die relativ kleineren im Vergleich mit der Anfangsphase des Schmelzvorganges Amplituden der Tragarm-Schwingungen charakterisiert wird [2.72, 2.73], am deutlichsten erkennbar sind. Aus diesem Grund kann der Hinweis [2.67] auf die Messfehler als Ursache bei der Ermittlung der Lichtbogenkennlinie als eine allgemeine Erklärung der in mehreren Fällen beobachteten Verschiebungen der Nulldurchgänge nicht akzeptiert werden. Diese Tatsache bestätigt auch die Korrektheit der Lichtbogenkennlinien-Beschreibung nach [2.4]. In [2.4] wird auch gezeigt, dass die Verschiebungen der Nulldurchgänge entscheidend von der Ofen-Auslegung sowie von der Phase des Schmelzvorganges abhängig sind.



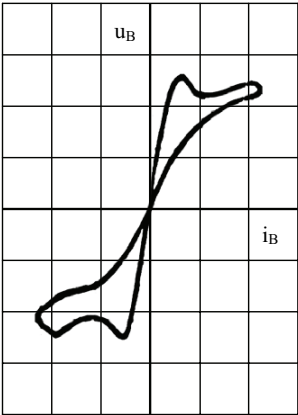
a)



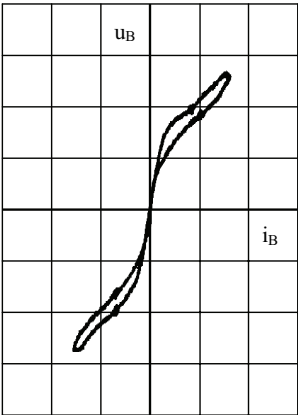
d)



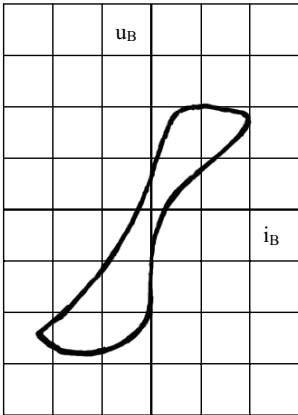
b)



e)



c)



f)

Bild 2.3: Dynamische Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens

Aus der Sicht des Autors der vorliegenden Arbeit ist es kaum wahrscheinlich, dass eine präzise Erfassung der Strom-Spannungskennlinie eines stabil brennenden Lichtbogens am Ende des Schmelzvorganges mit wesentlich größeren messtechnischen Schwierigkeiten verbunden ist, als eine präzise Messung der Strom-Spannungskennlinie eines instabil brennenden Lichtbogen am Anfang des Schmelzvorganges, die offensichtlich in vielen Fällen einwandfrei durchgeführt wird. Zur Klärung der widersprüchlichen Aussagen der einzelnen Autoren, die bezüglich der Lichtbogen-Kennlinien-Problematik getroffen werden, müssen allerdings noch weitere Untersuchungen durchgeführt werden, die jedoch über die Grenzen der Aufgabestellung der vorliegenden Arbeit hinausgehen.

Der Vergleich der im Bild 2.3 dargestellten Charakteristiken zeigt, dass die Strom-Spannungskennlinien des Lichtbogens in allen Betriebszuständen die generellen Gesetzmäßigkeiten der Lichtbogenbrennung beschreiben.

Nach dem Nulldurchgang nimmt die Spannung an der Entladungsstrecke (Lichtbogenspannung) aufgrund anfänglich ungünstiger Ionisationsbedingungen hohe Werte an. Dies führt zu der für das Zünden typischen hohen Spannungsanstiegsgeschwindigkeit. Nach dem Zünden des Lichtbogens erwärmt sich das Plasma durch den ansteigenden Strom. Dadurch verbessern sich die Ionisationsbedingungen und die Lichtbogenspannung vermindert sich. Noch bei steigendem Strom stabilisieren sich die Brennverhältnisse und die Lichtbogenspannung nimmt einen vom Stromfluss weitgehend unabhängigen, etwa konstanten Wert an. Hat der Lichtbogenstrom seinen Scheitelwert überschritten und nähert sich dem Nulldurchgang, kehrt sich der Prozess um [2.3].

Bild 2.4 stellt die verallgemeinerte linearisierte Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens im Drehstrom-Lichtbogenofen dar. Der Punkt 0 ist der Punkt des Nulldurchganges der Lichtbogenspannung. Der Knickpunkt 1 entspricht dem Lichtbogenzünden, im Knickpunkt 2 stabilisieren sich die Brennbedingungen, im Knickpunkt 3 erreicht der Strommomentanwert sein Maximum.

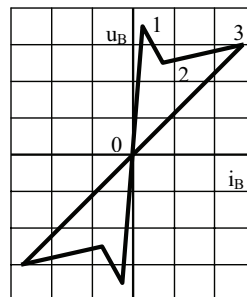


Bild 2.4: Verallgemeinerte Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens

Die Nichtlinearität der Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens verursacht eine Phasenverschiebung zwischen den Grundschwingungsanteilen des Lichtbogenstromes und der Lichtbogenspannung. Wie in den Bildern 2.3 a) und b) sowie an der linken Kennlinie im Bild 2.5 zu sehen ist, gehen die zeitlichen Verläufe des Lichtbogenstromes und der Lichtbogenspannung gleichzeitig durch den Nullpunkt. Die Nulldurchgänge der Grundschwingungsanteile des Stromes und der Spannung erfolgen aber zu unterschiedlichen Zeitpunkten. Die Phasenverschiebung zwischen den Grundschwingungsanteilen ist an der rechten Kennlinie des Bildes 2.5 zu erkennen.

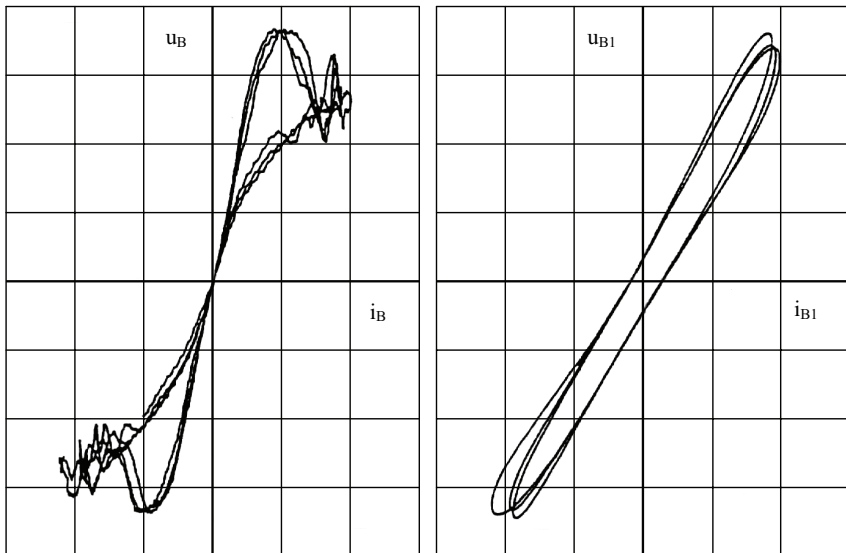


Bild 2.5: Strom-Spannungskennlinien und ihre Grundschwingungsanteile [2.5]

Man sieht, dass der Nulldurchgang des Grundschwingungsanteils der Lichtbogenspannung dem des Grundschwingungsanteils des Lichtbogenstromes deutlich voreilt. Dies führt zur Erhöhung der äquivalenten induktiven Reaktanz des Ofenhochstromkreises und zur dementsprechenden Erhöhung der Grundschwingungsblindleistungsaufnahme während des Schmelzvorganges. Die Reaktanzerhöhung ist von der Schmelzphase abhängig und beträgt in der Melting-Phase ca. 10-20 % [2.6].

## 2.4 Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen als Oberschwingungsquelle

Die Nichtlinearität der Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens und der stochastische Charakter der Lichtbogenbrennung verursachen eine harmonische Verzerrung der Lichtbogenströme und der Lichtbogenspannungen. Die in den Abschnitten 2.2 - 2.3 beschriebenen Merkmale der Lichtbogenbrennung während des Schmelzvorganges bedingen die Präsenz sowohl der drehstromtypischen als auch nichtdrehstromtypischen Oberschwingungen sowie des Gleichanteils im Spektrum der Lichtbogenspannung.

Die Strom- und Spannungsverzerrungen sind in den drei Phasen des Hochstromkreises unterschiedlich. Sie ändern sich während des Schmelzvorganges und werden durch die Wahrscheinlichkeitsgesetze beschrieben.

Die Ventileigenschaften des Lichtbogens, die sich in der Unsymmetrie der Strom-Spannungskennlinie bezüglich der Stromachse zeigen, verursachen nicht nur eine Vergrößerung der Amplituden der geradzahlig Harmonischen und des Gleichanteils sondern verstärken auch die Stromverzerrung aufgrund der Erhöhung des Magnetisierungsstromes des Ofentransformators.

Die magnetische Unsymmetrie zwischen den einzelnen Leitern des Hochstromkabels verursacht die zusätzliche Verstärkung der Harmonischen.

Die stochastischen Änderungen der Lichtbogenlänge verursachen die Modulation der Oberschwingungen. Damit entstehen die Zwischenharmonischen im Spektrum, deren Frequenzen kein ganzzahliges Vielfaches der Grundfrequenz sind:

$$f_{Zwi} = f_{Harm} \pm f_{Mod} , \quad (2.1)$$

mit  $f_{Zwi}$  - Frequenzen der entstehenden Zwischenharmonischen

$f_{Harm}$  - Frequenzen der Oberschwingungen

$f_{Mod}$  - Modulationsfrequenzen

Modulationsfrequenzen befinden sich im Frequenzbereich von 0.1 bis 25 Hz. Das bedingt den kontinuierlichen Charakter der Lichtbogenstrom- und Lichtbogenspannungsspektren. Die Amplituden der Zwischenharmonischen sind aber unter normalen Betriebsbedingungen relativ klein.

In der technischen Literatur ist es heutzutage üblich, die durch den Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfenbetrieb verursachten harmonischen Verzerrungen durch die

Oberschwingungsstromemission des Ofens zu charakterisieren [2.7, 2.12, 2.17, 5.11, 5.35]. Allerdings muss gleich angemerkt werden, dass der Ofenstrom (Lichtbogenstrom) normalerweise weniger verzerrt ist, als die Lichtbogenspannung, hauptsächlich wegen des nichtgeerdeten Netzsternpunktes in Mittelspannungsnetzen sowie wegen der Unterdrückung der zum Nullsystem gehörenden Oberschwingungskomponenten in der Dreieckschaltung eines Transformators. Die Tabelle 2.1 zeigt die Übersicht der Mittel- und Maximalwerte der Stromober-schwingungen leistungsstarker Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen in der Melting-Phase, weil die Melting-Phase durch die maximalen Netzurückwirkungen charakterisiert wird. Es wird deutlich, dass die Harmonischen der Ordnungszahlen 2, 3 und 5 am stärksten im Spektrum ausgeprägt sind. Die Harmonischen der Ordnungszahlen 4, 6 und 7 sind weniger bedeutsam. Die Harmonischen höherer Ordnungszahl spielen im Spektrum eine untergeordnete Rolle. Aus der Tabelle ist auch erkennbar, dass die Maximalwerte für die dominanten Harmonischen (2. bis 7.) um den Faktor 2 ... 3 größer als die Mittelwerte sind.

Harmonische h	Mittelwert							Maximalwert		
	I <sub>h</sub> /I <sub>1</sub> (%)							I <sub>h</sub> /I <sub>1</sub> (%)		
	[2.7]	[2.7]	[2.7]	[2.8]	[2.9]	[2.10]	[2.6]	[2.8]	[2.10]	[2.9]
2	3.2	4.1	4.5	3.0	4.0	4.1	5.1	8.0	12.6	13.0
3	4.0	4.5	4.7	4.0	5.0	5.8	7.2	9.0	13.2	12.0
4	1.1	1.8	2.8	1.5	2.0	2.2	2.3	4.0	5.1	5.0
5	3.2	2.1	4.5	2.0	3.0	4.2	5.5	4.5	6.9	7.0
6	0.6	-	1.7	0.5	1.0	1.6	-	1.5	3.3	3.0
7	1.3	1.0	1.6	1.0	1.0	1.7	2.1	2.0	3.8	2.8
8	0.4	1.0	1.1	0.4	0.7	0.6	-	0.9	-	1.2
9	0.5	0.6	1.0	0.5	0.7	0.4	1.0	0.8	2.7	2.0
10	0.5	0.5	1.0	0.3	0.6	0.3	-	0.5	-	1.0
11	-	-	-	0.3	0.5	0.1	-	0.8	2.4	1.4

Tabelle 2.1: Stromspektrum eines Drehstrom-Lichtbogenofens

In der Refining-Phase verringern sich die Stromverzerrungen. Der Charakter des Spektrums bleibt aber unverändert. Bei kleineren Werten der Ofentransformatornennleistung treten größte Stromverzerrungen auf [2.6].



Im Bild 2.6 sind die Oberschwingungsstrommittelwerte nach Tabelle 2.1 zwecks besserer Übersichtlichkeit grafisch dargestellt. Die Dominanz der 2., 3., 4., 5. und 7. Harmonischen im Stromspektrum ist deutlich erkennbar.

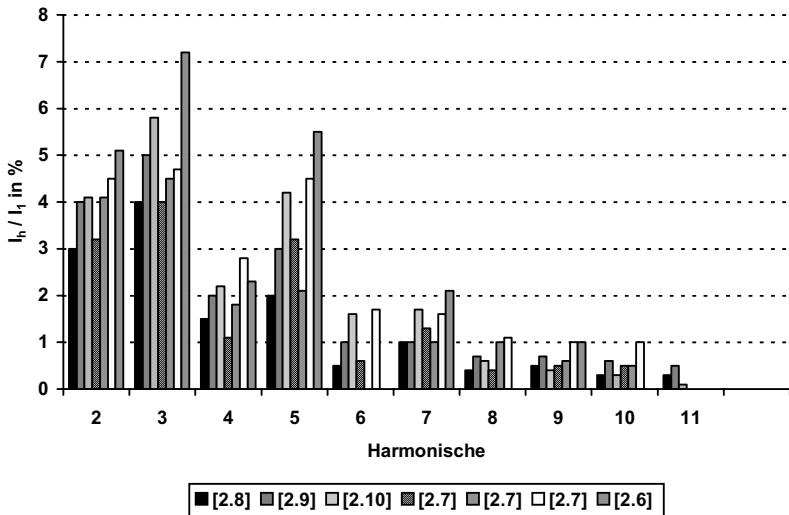


Bild 2.6: Mittelwerte der LBO-Oberschwingungen nach Tabelle 2.1

Die in der Tabelle 2.1 (bzw. im Bild 2.6) dargestellten Spektren gelten natürlich nur für die Fälle, wo keine Resonanzverstärkungen der einzelnen Oberschwingungen auftreten. Bei Anschluss eines Drehstrom-Lichtbogenofens an ein resonanzfähiges Netz können die Größen der einzelnen Stromharmonischen drastisch verändert werden. Das Auftreten von Resonanzbedingungen in elektrischen Netzen mit Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen und die in diesem Zusammenhang entstehenden Verstärkungen bzw. Verminderungen einzelner Oberschwingungen werden in weiteren Abschnitten der vorliegenden Arbeit untersucht.

## 2.5 Experimentelle Untersuchungen der Stromspektren eines Drehstrom-Lichtbogenofens

Die vom Autor der vorliegenden Arbeit durchgeführten Messungen der Stromspannungsverhältnisse in elektrischen Netzen mehrerer moderner Stahlwerke zeigen eine gute

Übereinstimmung der experimentell ermittelten Stromspektren mit den in der Tabelle 2.1 präsentierten Werten.

Als Beispiel werden nachfolgend die Resultate der Messungen der Stromüberschwingungen über eine Charge eines 72-MVA-Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofens präsentiert. Der Ofen wurde an einem 30-kV-Netz betrieben. Am 30-kV-Netzanschlussknotenpunkt gab es keine weitere Last außer den Lichtbogenofen selbst. Die Einspeisung des Ofens erfolgte über einen 160-MVA-Abspanntransformator. Der entsprechende Schaltplan ist im Bild 2.7 dargestellt.

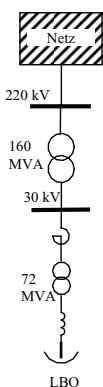


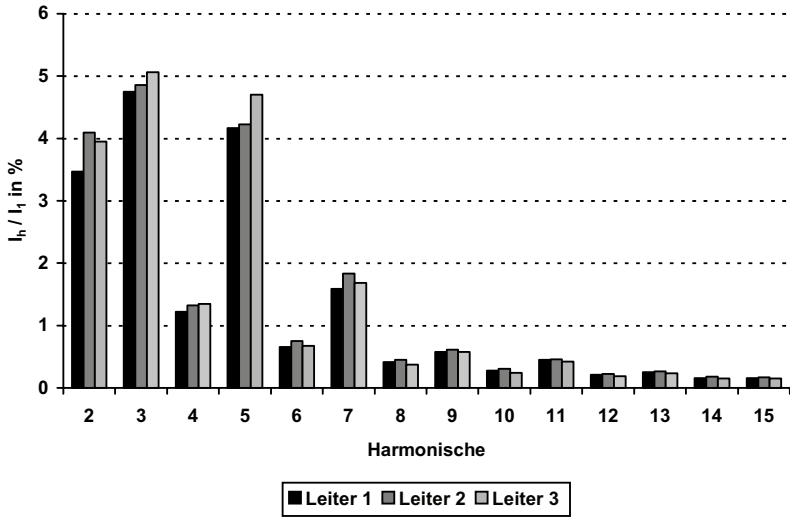
Bild 2.7: Schaltplan des Messbeispiels

Die Strommomentanwerte wurden mit der Abtastfrequenz 12800 Hz aufgezeichnet. Dann wurden die Werte mit Hilfe der Fast-Fourier-Transformation (FFT-Fenster 8 Perioden) ausgewertet. Die Mittelung der gewonnenen Oberschwingungswerte erfolgte mit einem gleitenden 3.2-Sekunden-Fenster. Anschließend wurde eine statistische Analyse durchgeführt.

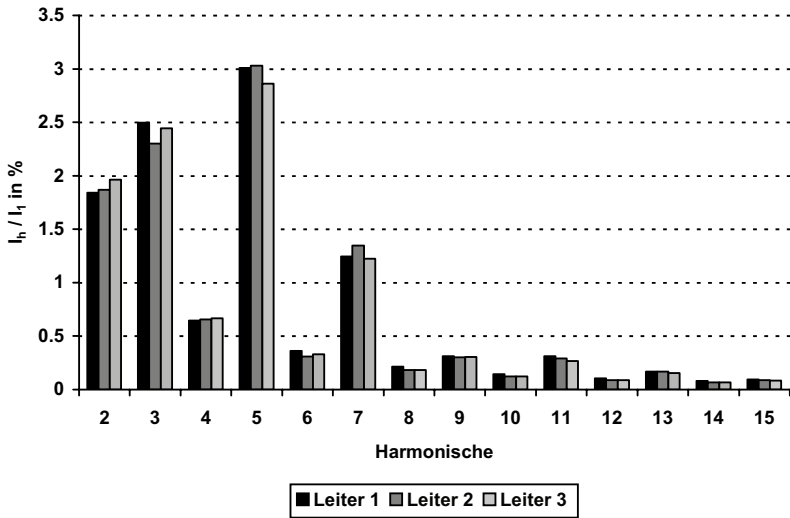
In den Bildern 2.8 a) und b) sind die ermittelten Stromspektren dargestellt. Bild 2.8 a) stellt das Stromspektrum als 95%-Quantile der entsprechenden statistischen Verteilungen dar. Bild 2.8 b) stellt die Oberschwingungsmittelwerte dar. Das Bild verdeutlicht, dass die Stromverzerrungen in allen drei Leitern (statistisch gesehen) quasi-symmetrisch sind und dass die Oberschwingungen der Ordnungszahlen 2, 3, 5 und 7. in

den Spektren dominieren.

Das zeitliche Verhalten von einzelnen Stromharmonischen über die ausgewählte Charge illustrieren die Bilder 2.9 a) – j). Die dargestellten Harmonischen wurden zuerst mit Hilfe einer Fortescue-Transformation in die symmetrischen Komponenten zerlegt. Eine solche Darstellung der Harmonischen hat bestimmte Vorteile. Damit sieht man den Zusammenhang zwischen den Änderungen von einzelnen Harmonischen und dem Zustand des Schmelzvorganges besser. In den Bildern 2.9 a) und b) sind die zeitlichen Verläufe der Stromgrundschiwingung für das Mit- und das Gegensystem gezeigt. Die wesentliche Senkung der Unsymmetrie (Senkung der Grundschiwingung des Gegensystems) in dem Maße, wie der Schmelzvorgang zu Ende geht ist gut erkennbar. Auch der Zeitpunkt der Nachchargierung bei 265 s ist durch die Unsymmetrienerhöhung genau ablesbar. Die Grundschiwingung des Mitsystems erhöht sich am Anfang (Erhöhung der Leistungszufuhr zum Lichtbogen am Anfang des Schmelzvorganges) und bleibt dann relativ konstant.

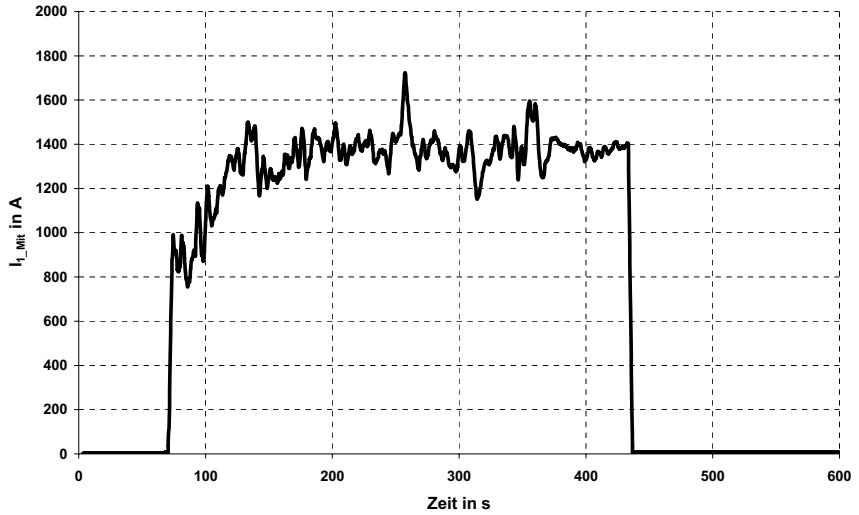


a)

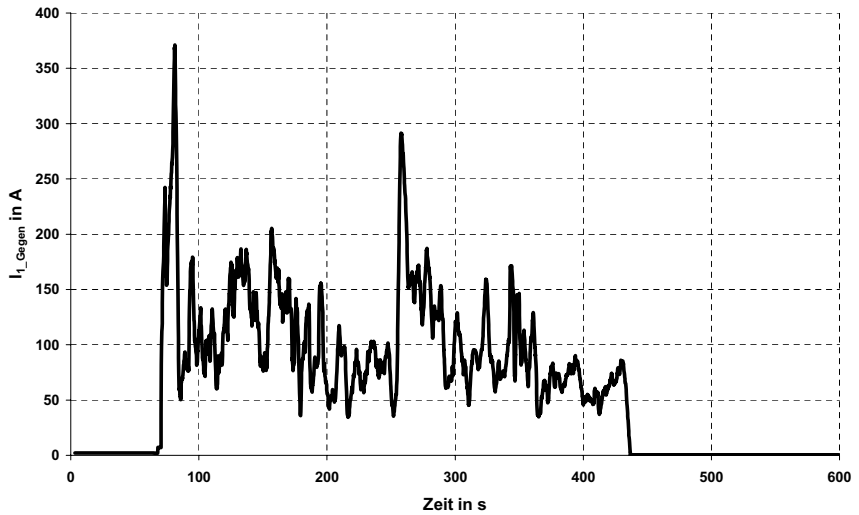


b)

Bild 2.8: Spektren der Lichtbogenofenströme über eine Charge  
 a) 95%-Quantile,  
 b) Mittelwerte

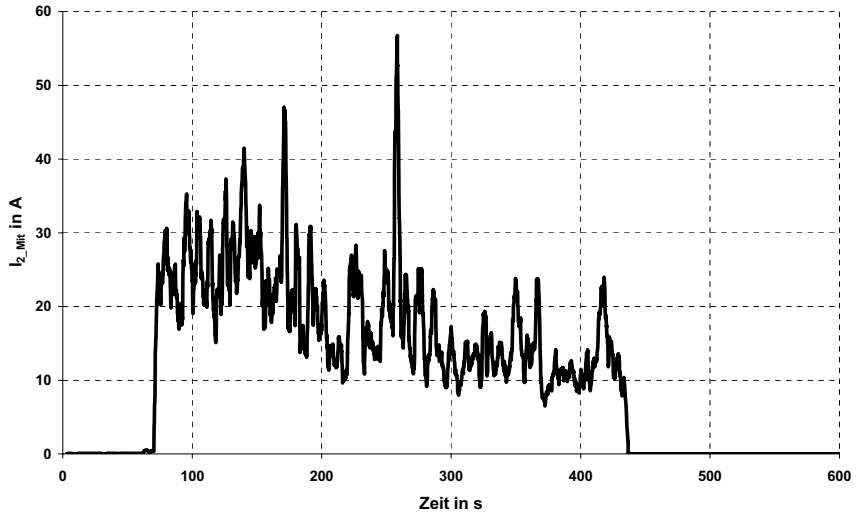


a)

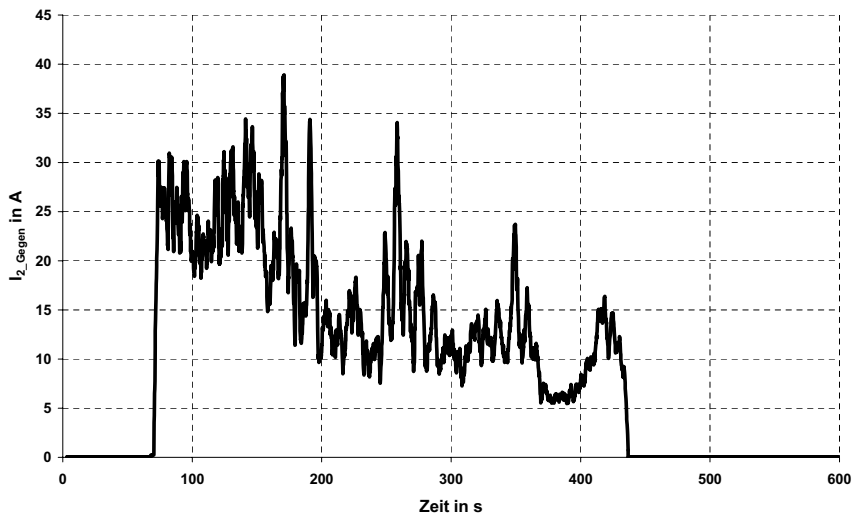


b)

Bild 2.9: a) Zeitverlauf der Mitsystemkomponente des Grundschwingungsstromes  
 b) Zeitverlauf der Gegensystemkomponente des Grundschwingungsstromes

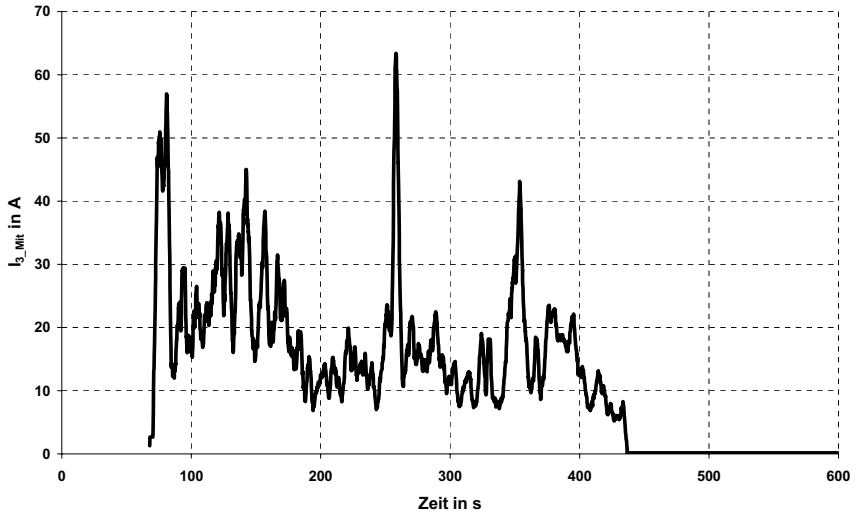


c)

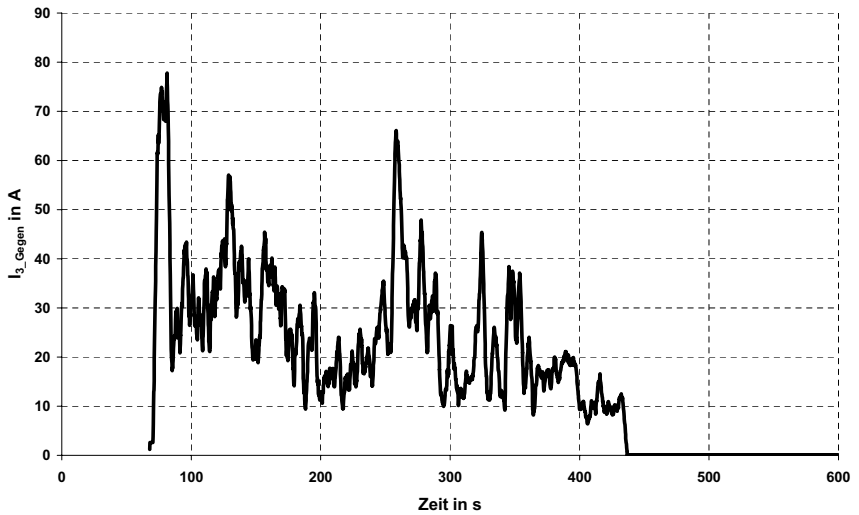


d)

Bild 2.9: c) Zeitverlauf der Mitsystemkomponente der 2. Stromharmonischen  
 d) Zeitverlauf der Gegensystemkomponente der 2. Stromharmonischen

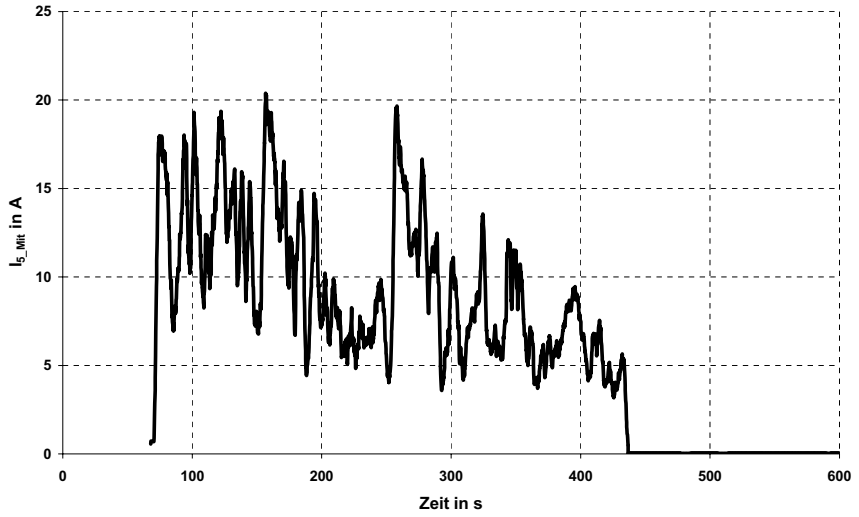


e)

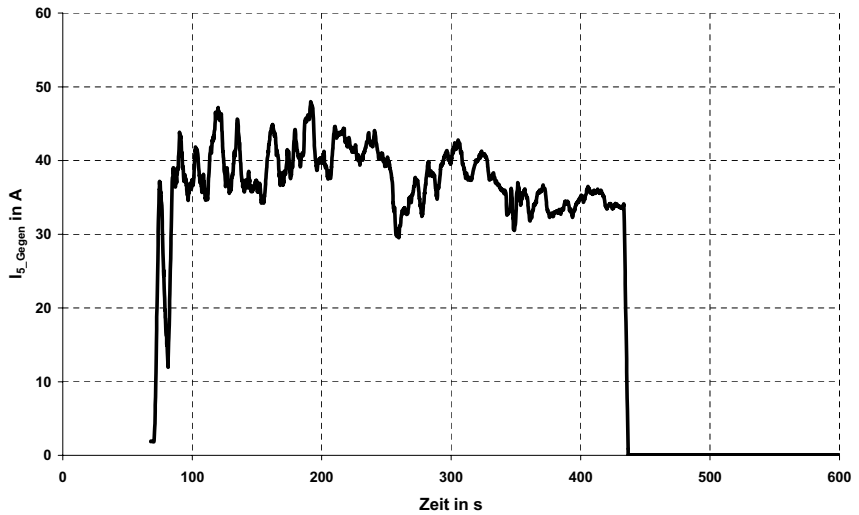


f)

Bild 2.9: e) Zeitverlauf der Mitsystemkomponente der 3. Stromharmonischen  
 f) Zeitverlauf der Gegensystemkomponente der 3. Stromharmonischen

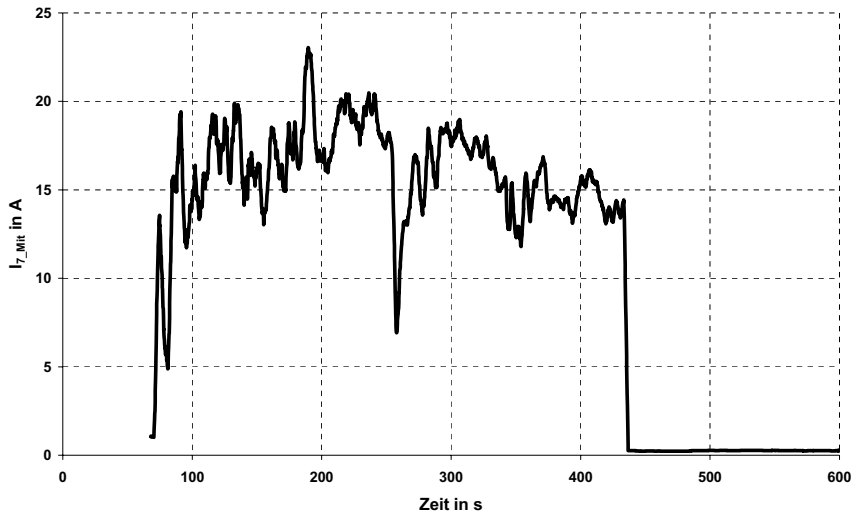


g)

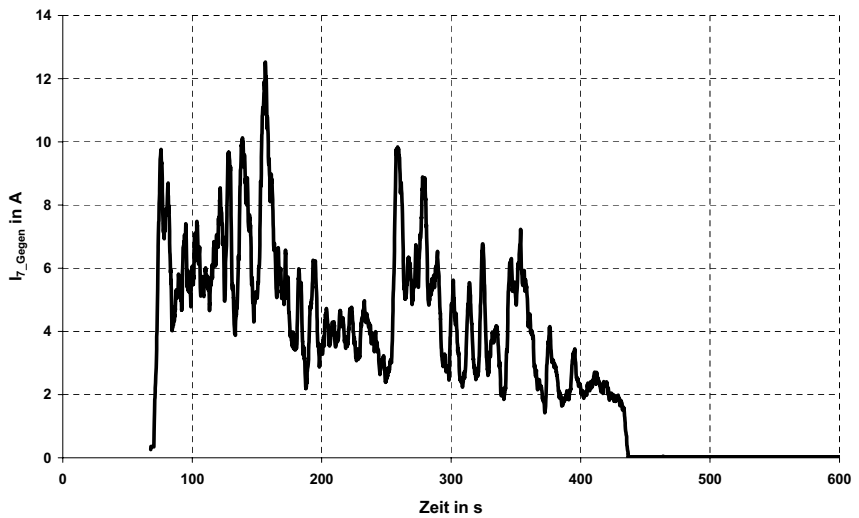


h)

Bild 2.9: g) Zeitverlauf der Mitsystemkomponente der 5. Stromharmonischen  
 h) Zeitverlauf der Gegensystemkomponente der 5. Stromharmonischen



i)



j)

Bild 2.9: i) Zeitverlauf der Mitsystemkomponente der 7. Stromharmonischen  
j) Zeitverlauf der Gegensystemkomponente der 7. Stromharmonischen



Die 2. und 3. Oberschwingung (Bilder 2.9 c) - f)) zeigen ein ähnliches Verhalten wie die Grundschiwingung des Gegensystems. Die Existenz der 2. und 3. Harmonischen im Lichtbogenstromspektrum wird durch die instabilen Lichtbogenbrennbedingungen verursacht. In dem Maße, wie sich die Brennbedingungen stabilisieren, vermindern sich die genannten Stromharmonischen. Es ist markant, dass die entsprechenden Komponenten des Mitsystems und des Gegensystems der jeweils 2. sowie 3. Harmonischen nahezu gleiche Werte annehmen. Dies ist durch den stochastischen Charakter der Lichtbogenbrennung bedingt.

Entsprechend der in Deutschland üblichen Klassifizierung gehören diese Harmonischen zu den sogenannten „nichtdrehstromtypischen“ Oberschwingungen, die in einem Drehstromsystem mit drei Leitern entstehen, wenn das Drehstromsystem mit Oberschwingungsquellen eine gewisse Unsymmetrie hat.

Für die 2. sowie die weiteren geradzahigen Lichtbogenstromharmonischen ist die Unsymmetrie der positiven und negativen Halbwellen der Lichtbogenspannung innerhalb der Netzperiode die Ursache der Oberschwingungsgeneration. Falls die Halbwellen-Unsymmetrie zeitlich unverändert bleibt, gehört die 2. Harmonische vollständig zum Gegensystem. Stochastische Schwankungen der Lichtbogenspannung bestimmen die Emission der Komponente des Mitsystems für die 2. Harmonische.

Die 3. sowie die weiteren durch 3 teilbaren Stromharmonischen können in einem Drehstromsystem mit 3 Leitern unter idealen symmetrischen Bedingungen gar nicht existieren, weil diese Harmonischen zum Nullsystem gehören. Sie entstehen aber durch die Unsymmetrie der Lichtbogenspannung in einzelnen Phasen. Stochastische Schwankungen der Lichtbogenspannung bestimmen die Generation der kommensurablen Komponenten von beiden - Mit- und Gegensystem für die 3. Harmonische.

Für die in den Bildern 2.9 c) – f) dargestellten Oberschwingungen ist deutlich erkennbar, wie die Stabilisierung der Lichtbogenbrennbedingungen (am Ende der Schmelzvorganges) zur Unterdrückung dieser „nichtdrehstromtypischen“ Harmonischen führt. Die Nachchargierungszeitpunkte sind durch die spitzenförmigen Sprünge in harmonischen Zeitverläufen auch deutlich erkennbar.

Die weiteren Bilder 2.9 g) – j) stellen die zeitlichen Verläufe der größten von den sogenannten „drehstromtypischen“ Stromharmonischen dar. Diese sind (entsprechend der üblichen Klassifizierung) ungeradzahige, nicht durch drei teilbare Harmonische.

Bilder 2.9 g), h) zeigen die zeitlichen Verläufe der Komponenten des Mit- und Gegensystems für die 5. Harmonische. Unter symmetrischen Bedingungen gehört diese Harmonische in einem Drehstromsystem zum Gegensystem. Im Bild 2.9 h) ist deutlich erkennbar, dass die Ge-

gensystemkomponente der 5. Harmonische innerhalb des entsprechenden Arbeitspunktes relativ konstant bleibt. Die Mitsystemkomponente der 5. Stromharmonischen wird durch die Unsymmetrie der Lichtbogenspannungen verursacht und ändert sich im Laufe des Schmelzvorganges erheblich. Diese „nichttypische“ Stromkomponente (Bild 2.9 g)) ändert sich ähnlich, wie die oben beschriebenen „nichtdrehstromtypischen“ 2. und 3. Harmonischen. In dem Maße, wie der Schmelzvorgang zum Ende geht und die Lichtbogenbrennbedingungen sich stabilisieren, verkleinert sich die Mitsystemkomponente der 5. Harmonischen.

Die o. g. Aussagen für die 5. Stromharmonische sind auch für die 7. Harmonische gültig. Diese Harmonische gehört unter symmetrischen Bedingungen zum Mitsystem. Die bestehende Unsymmetrie der Lichtbogenspannungen bestimmt die Existenz der Gegensystemkomponente der 7. Harmonischen im Lichtbogenstrom. Das Bild 2.9 i) zeigt die zeitliche Änderung der dominierenden Mitsystemkomponente der 7. Stromharmonischen, das Bild 2.9 j) stellt den Zeitverlauf der „nichttypischen“ Gegensystemkomponente der 7. Harmonischen dar. Die Nachchargierungszeitpunkte sind in allen Zeitverläufen ebenfalls erkennbar.

Zur Entstehung der „nichttypischen“ Lichtbogenstromharmonischen und Komponenten trägt auch die Unsymmetrie der elektrischen Parameter des Hochstromkreises bei. Diese wird jedoch bei der Projektierung der Öfen vermieden.

## **2.6 Mathematische Modellierung der Netzurückwirkungen beim Parallelbetrieb von Drehstrom-Lichtbogenöfen und Blindleistungskompensationsanlagen**

### **2.6.1 Problematik der konventionellen Darstellung von Drehstrom-Lichtbogenöfen bei der Analyse der Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen**

Für die Gewährleistung des zuverlässigen Betriebes von Blindleistungskompensationsanlagen in Elektrostahlwerken sowie für die Ausarbeitung effektiver Projektierungslösungen ist eine komplexe Analyse der Betriebsbedingungen der Elektroausrüstung in den verschiedenen Betriebszuständen der Drehstrom-Lichtbogenofenbelastung erforderlich. In erster Linie müssen die Resonanzerscheinungen, die beim Parallelbetrieb eines Drehstrom-Lichtbogenofens und einer Blindleistungskompensationsanlage entstehen, untersucht werden.

Ein wirkungsvolles Verfahren für die Analyse stellt die Methode der mathematischen Modellierung dar. Diese Methode ermöglicht es, mit minimalen Kosten praktisch beliebige Betriebszustände bei freier Wahl der Parameter von einzelnen Elementen am Rechenmodell zu

verlässig nachzubilden. Für die Modellbildung ist ein korrektes mathematisches Lichtbogenmodell von großer Bedeutung.

Es gibt einige methodische Verfahren zur Darstellung des Lichtbogens bei der Analyse harmonischer Verzerrungen in elektrischen Netzen mit Drehstrom-Lichtbogenöfen.

Es ist heutzutage üblich, bei Berechnungen der Resonanzzustände in elektrischen Netzen einen Drehstrom-Lichtbogenofen als eine Oberschwingungsstromquelle mit unendlich großer innerer Impedanz darzustellen [2.7, 2.11-2.15].

Bild 2.10 a) stellt ein vereinfachtes Schema eines Elektrostahlwerksnetzes mit parallel angeschlossenen Drehstrom-Lichtbogenofen und einer Kondensatorbatterie als Blindleistungskompensationsanlage dar. Dieses Schema mit einer relativ einfachen Struktur ist für die umfangreiche Analyse vollständig geeignet, weil sämtliche Eigenschaften des Parallelbetriebes eines Drehstrom-Lichtbogenofens und einer Blindleistungskompensationsanlage in diesem Schema vorhanden sind.

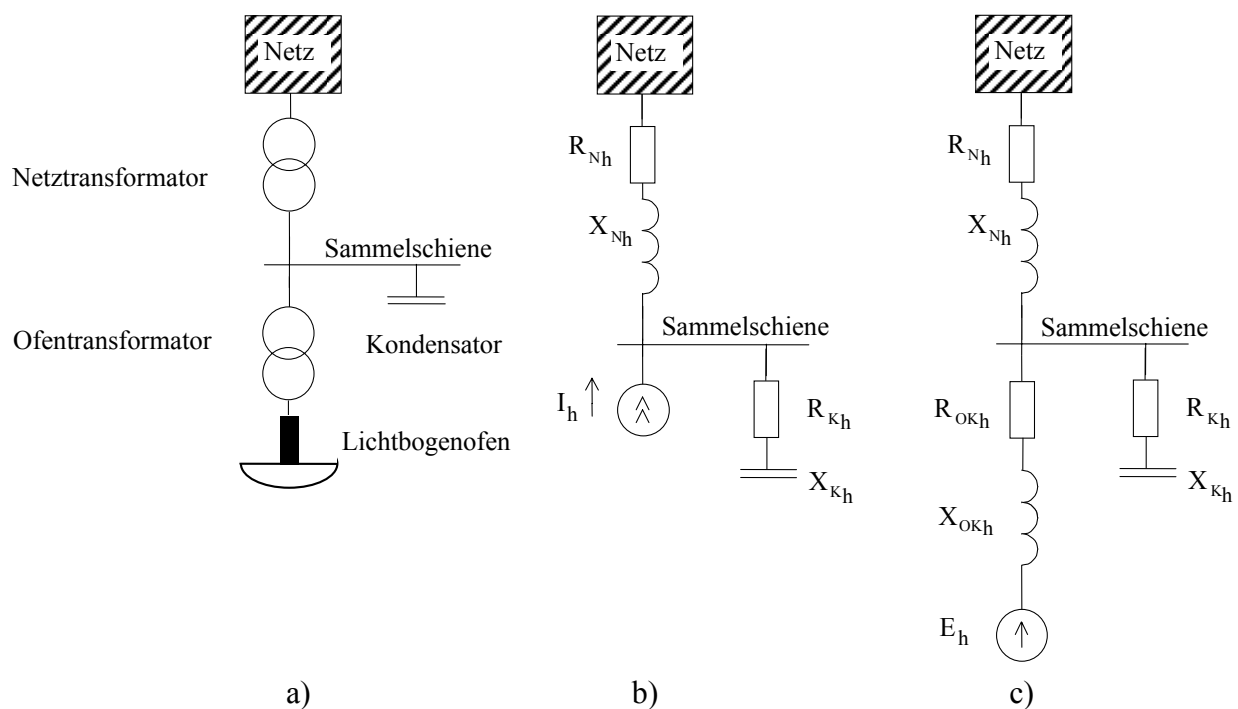


Bild 2.10: Schaltplan und Ersatzschaltbilder eines Stahlwerksnetzes mit einer Kondensatorbatterie als Blindleistungskompensationsanlage

Das konventionelle Ersatzschaltbild des Netzes für die Berechnungen der Impedanz-Frequenz-Charakteristiken und für eine weitere Analyse der Resonanzbetriebsverhältnisse zeigt Bild 2.10 b). Im Schema ist der Lichtbogenofen als Oberschwingungsstromquelle mit

dem Strom  $I_h$  dargestellt.  $X_{N_h}$ ,  $X_{K_h}$  und  $R_{N_h}$ ,  $R_{K_h}$  sind die Reaktanzen und die Resistenzen der Elemente des speisenden Netzes und der Blindleistungskompensationsanlage (Kondensatorbatterie) für die Frequenz der Harmonischen  $h$ . Die Amplituden der Stromharmonischen  $I_h$  werden nach den statistischen Angaben (z. B. nach der Tabelle 2.1) oder nach direkten Messungen bestimmt. Entsprechend [2.16, 2.17] kann die folgende empirische Formel verwendet werden:

$$I_{LBO_h}^* = \frac{I_{LBO_h}}{I_{LBO_1}} = \frac{0.8}{h^2} \quad (2.2)$$

$I_{LBO_1}$ ,  $I_{LBO_h}$  - Amplituden der Grund- und Oberschwingungen des Lichtbogenofenstromes

Im Grunde genommen sind die konventionellen Vorstellungen äquivalent der Aussage, dass die Parameter des Ofenkreises keinen Einfluss auf die Impedanz-Frequenz-Charakteristiken des elektrischen Netzes haben und dass die Oberschwingungsstromemission eines Drehstrom-Lichtbogenofens bei den Resonanzerscheinungen im Netz unverändert bleibt. Solche Behauptungen sind nach Meinung des Autors strittig.

In der vorliegenden Arbeit wird ein anderes methodisches Verfahren zur Modellbildung des Drehstrom-Lichtbogenofens bei der Analyse der Resonanzvorgänge in elektrischen Netzen mit Ofenbelastung vorgeschlagen. Dies wurde in der Veröffentlichungen vom Autor [2.18-2.22] teilweise beschrieben und stimmt mit dem Hinweis von [2.23] gut überein. Nach dieser Vorstellung kann der Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen als Spannungsquelle hinter der komplexen Impedanz des Ofenkreises nachgebildet werden.

Das entsprechende Ersatzschaltbild wird im Bild 2.10 c) dargestellt. In diesem Schema wird die komplexe Impedanz des Ofenkreises  $\underline{Z}_{OK_h} = R_{OK_h} + j \cdot X_{OK_h}$  mit der Reaktanz  $X_{OK_h}$  und der Resistanz  $R_{OK_h}$ , bestehend aus den Impedanzen aller Elemente des Ofenkreises (Ofendrossel, Ofentransformator, Hochstromkreis; Kabelzuleitungen), zusätzlich zu den komplexen Impedanzen des Netzes  $\underline{Z}_{N_h} = R_{N_h} + j \cdot X_{N_h}$  und der Kondensatorbatterie  $\underline{Z}_{K_h} = R_{K_h} + j \cdot X_{K_h}$  für die Frequenz der Harmonischen  $h$  eingeführt. In diesem Fall wird die äquivalente EMK  $E_h$  als die Multiplikation der entsprechenden Stromharmonischen  $I_h$ , die im Netzschaltzustand mit abgeschalteten Blindleistungskompensationseinrichtungen bzw.

im resonanzfreien Netz bestimmt wurde, auf das Modul der summarischen komplexen Impedanz des speisenden Netzes und des Ofenkreises nach folgender Formel berechnet:

$$E_h = I_h \cdot \left| Z_{OK_h} + Z_{N_h} \right| \quad (2.3)$$

Im Vergleich zum im Bild 2.10 b) dargestellten Schema (Parallelresonanz zwischen dem speisenden Netz und der Blindleistungskompensationsanlage) wird das Schema des Bildes 2.10 c) durch eine andere Resonanzfrequenz charakterisiert. Aus der Praxis ist bekannt, dass der Unterschied bis zu einer Harmonischen sein kann:  $\Delta h \leq 1$  [2.18,2.19]. Die Größe des Unterschiedes hängt von den Parametern der Elemente der im Bild 2.9 dargestellten Ersatzschaltbilder sowie von der Ordnungszahl der Harmonischen ab.

Die beiden oben dargestellten Ersatzschaltbilder sind natürlich wesentlich vereinfacht. In der Realität ändert sich die harmonische Emission eines Drehstrom-Lichtbogenofens während des Schmelzvorganges erheblich, Betriebskurzschlüsse und Lichtbogenabbrisse treten oft auf, es gibt die zeitlich wechselnde Unsymmetrie der Oberschwingungsströme in den drei Leitern des Drehstromsystems, etc. Außerdem trägt die Wechselwirkung zwischen den Netzelementen und dem Drehstrom-Lichtbogenofen als Oberschwingungsquelle zum Verlauf des Resonanzvorganges wesentlich bei. Die Berücksichtigung der genannten Besonderheiten der Betriebsverhältnisse in Elektrostahlwerksnetzen ist mit den beiden im Bild 2.10 dargestellten Ofenmodellen nur eingeschränkt möglich.

Für die korrekte Analyse der Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen mit Drehstrom-Lichtbogenöfen und Blindleistungskompensationsanlagen wurden vom Autor an der Technische Universität Ilmenau sowie an der Technischen Universität St. Petersburg umfangreiche Untersuchungen durchgeführt, die auf den speziell entwickelten mathematischen Modellen der Drehstrom-Lichtbogenöfen mit der detaillierten Nachbildung der nichtlinearen Eigenschaften des Lichtbogens basierten [2.18-2.22]. Mit der mathematischen Modellierung der Lichtbogenstrecke des Ofens als Oberschwingungsquelle mit der detaillierten Nachbildung des Ofenkreises lässt sich die Rechtmäßigkeit der verallgemeinerten Darstellung der Drehstrom-Lichtbogenofenbelastung als eine Strom-, Spannungsquelle oder einer anderer Struktur zur optimalen Wahl der Konstruktion und der Parameter der Blindleistungskompensationsanlage in Elektrostahlwerken bewerten sowie der Prozess der Oberschwingungsgeneration vom Lichtbogenofen untersuchen.

## 2.6.2 Mathematische Modellierung der Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens eines Drehstrom-Lichtbogenofens

Mathematische Modelle der Strom-Spannungskennlinien von Drehstrom-Ofenlichtbögen wurden von mehreren Autoren entwickelt [2.4, 2.24-2.34], aber sie wurden für die Untersuchung von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen praktisch nicht verwendet. Nur in der Arbeit [2.31] wurde die Meinung geäußert, dass die Parameter des Ofenkreises einen gewissen Einfluss auf die Resonanzfrequenz im elektrischen Netz mit Drehstrom-Lichtbogenöfen und Blindleistungskompensationsanlagen haben. Die Größe und der Charakter dieses Einflusses wurde jedoch nicht erforscht.

Für die Untersuchung der Resonanzvorgänge in Elektrostahlwerksnetzen ist es wichtig, dass das verwendete Lichtbogenofenmodell die durch den Ofenbetrieb verursachten harmonischen Verzerrungen korrekt darstellt. Die genaue Nachbildung der thermischen, mechanischen u. a. Prozesse ist weniger bedeutsam.

Die mathematische Modellierung der Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens in einem Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen ist mit Hilfe der Rechen-technik der Differentialgleichungen zu lösen, die die Vorgänge in einem elektrischen Netzwerk mit nichtlinearen Zweipolen als Lichtbögen beschreiben. Die Lösung der Differentialgleichungen erfolgt im Zeit- oder/und Frequenzbereich.

Bild 2.11 zeigt die Übersicht der bekannten Verfahren zur Darstellung der Strom-Spannungskennlinie bei der Modellierung der elektrischen Vorgänge in Elektrostahlwerksnetzen. Jedes Modell hat bestimmte Vor- und Nachteile. Die ausführliche vergleichende Analyse der bekannten Lichtbogenmodelle wurde in [2.32, 2.34] durchgeführt. An dieser Stelle muss bemerkt werden, dass fast alle unten beschriebenen Lichtbogenofenmodelle hinsichtlich der korrekten Analyse der Resonanzverhältnisse in elektrischen Netzen genügend sind. Für Studien der durch den Lichtbogenofenbetrieb entstehenden Zwischenharmonischen und der Flickererscheinungen sind nur die Modelle mit der Nachbildung der stochastischen Prozesse im Lichtbogenkreis geeignet.

In [2.25] wurde die Lichtbogenstrecke als Reihenschaltung einer nichtlinearen Induktivität und eines nichtlinearen ohmschen Widerstandes nachgebildet (Bild 2.12 b)). Die Zusammenhänge zwischen den Parametern werden wie folgt beschrieben:

$$\begin{aligned} u_R(i) &= a \cdot i - b \cdot i^3 \\ \psi_L(i) &= g \cdot i - h \cdot i^2 \end{aligned} \tag{2.4}$$

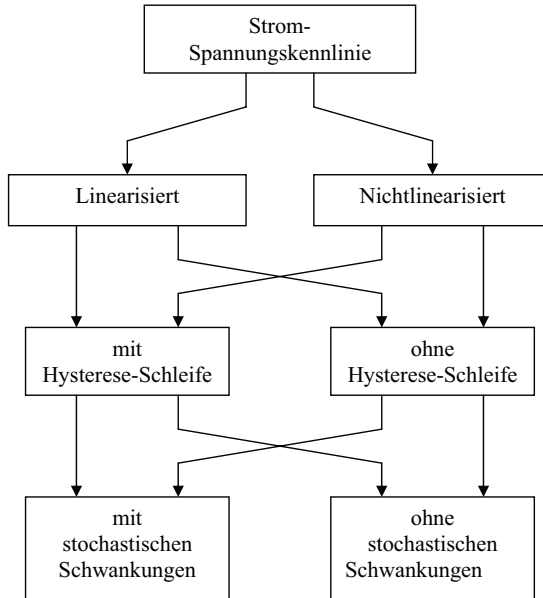


Bild 2.11: Darstellung der Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens bei der mathematischen Modellierung

mit den Konstanten  $a$ ,  $b$ ,  $g$  und  $h$ , die von der Schmelzphase abhängig sind. Durch die zeitliche Änderung der Flussverkeftung  $\Psi_L$  wird die zeitliche Differenz zwischen den Nulldurchgängen der Lichtbogenstrecke und des Lichtbogenstromes simuliert. Damit lässt sich die Hysteresse-Schleife sowie das Oberschwingungsspektrum vollständig nachbilden.

Die andere in [2.25] beschriebene Möglichkeit ist, die Lichtbogenstrecke als einen nichtlinearen ohmschen Widerstand zu modellieren (Bild 2.12 a)).

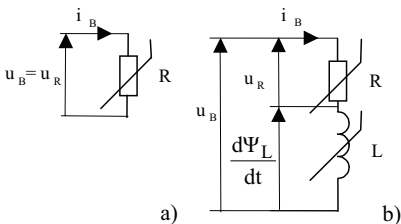


Bild 2.12: Ersatzschaltbilder des Lichtbogens

Der entsprechende Zusammenhang ist:

$$u_R(i) = a_1 \cdot i - a_3 \cdot i^3 + a_5 \cdot i^5 \quad (2.5)$$

mit den Faktoren  $a_1$ ,  $a_3$  und  $a_5$ , die auch variabel sind. Die Hysteresse-Schleife wird durch die Nichtkoinzidenz

der aufsteigenden und fallenden Zweige der Kennlinie nachgebildet. Die Berechnung der elektrischen Vorgänge erfolgt im Zeitbereich.

In [2.24] wurde eine Näherungsfunktion zur Darstellung der Strom-Spannungskennlinie im Zeitbereich mit den Faktoren, die von der Zündspannung und von dem Zündstrom abhängig sind, vorgeschlagen. Die Faktoren sind entsprechend den Normalgesetzen verteilt und ändern sich während der Berechnung in Abhängigkeit von der Schmelzphase. Damit wird die stochastische Lichtbogenbrennung modelliert. Die Hysteresese-Schleife und das Oberschwingungsspektrum werden auch korrekt nachgebildet.

In [2.4] wurde ein linearisiertes Lichtbogenmodell präsentiert. Bild 2.13 a) stellt die entsprechende Strom-Spannungskennlinie dar. Die physikalische Deutung der Knickpunkte 1, 2, 3 wurde im Abschnitt 2.3 der vorliegenden Arbeit beschrieben. Die entsprechenden Strom- und Spannungswerte wurden auf der Grundlage direkter experimenteller Messungen für eine Reihe von Drehstrom-Lichtbogenöfen verschiedener Nennleistungen statistisch ermittelt und in einer Datenbank zusammengefasst. Dies ermöglicht, die Parameter der Strom-Spannungskennlinie nicht nur für die in Betrieb sondern auch für die in Planung befindlichen Öfen ohne aufwändige Messungen zu synthetisieren. Für die Bestimmung der Parameter sind nur die Katalogwerte der Ofenausrüstung erforderlich:

$$\begin{aligned}
 u_1^* &= \frac{\hat{u}_1}{U_{LL}}, \quad i_1^* = \frac{\hat{i}_1}{I_0} \\
 u_2^* &= \frac{\hat{u}_2}{U_{LL}}, \quad i_2^* = \frac{\hat{i}_2}{I_0} \\
 u_3^* &= \frac{\hat{u}_3}{U_{LL}}, \quad i_3^* = \frac{\hat{i}_3}{I_0}
 \end{aligned} \tag{2.6}$$

mit  $u_1^*, u_2^*, u_3^*, i_1^*, i_2^*, i_3^*$  - die statistischen Mittelwerte der Ströme und der Spannungen in den Knickpunkten der Lichtbogenkennlinie für die ausgewählte Schmelzphase (normierte Werte),

$\hat{u}_1, \hat{u}_2, \hat{u}_3, \hat{i}_1, \hat{i}_2, \hat{i}_3$  - die Strom- und Spannungsmomentanwerte in den Knickpunkten in elektrischen Einheiten,

$U_{LL}$  - Scheitelwert der Leiter-Leiter-Nennspannung der Niederspannungswicklung des Ofentransformators,

$I_0$  - Scheitelwert des metallischen Betriebskurzschlussstromes.



Durch die Änderung der vorgegebenen Strom- und Spannungswerte für die Knickpunkte gemäß dem Normalverteilungsgesetz während der Berechnung ist die Modellierung des stochastischen Charakter der Lichtbogenbrennung möglich.

In [2.4] wurden die Strom-Spannungskennlinien mit Hilfe eines Analogrechners aber unveränderlich in der Zeit, symmetrisch bezüglich dem Nullpunkt und gleich für jeden Leiter modelliert. Damit wurden nur die drehstromtypischen Lichtbogenstromharmonischen korrekt nachgebildet.

Bild 2.13 b) stellt den nach der Strom-Spannungskennlinie (Bild 2.13 a)) berechneten differentiellen Widerstand  $R_{\text{dif}}$  dar:

$$R_{\text{dif}} = \frac{\Delta u_B}{\Delta i_B} \quad (2.7)$$

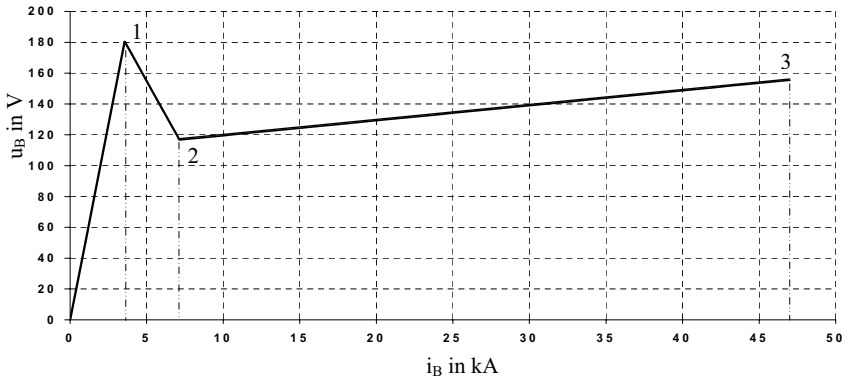
Es ist ersichtlich, dass der negative differentielle Widerstand dem fallenden Abschnitt der Strom-Spannungskennlinie entspricht. Hinsichtlich der energetischen Prozesse im Lichtbogen spiegelt der negative differentielle Widerstand die Energieumwandlung der Rückgeneration eines Teiles der abgenommenen Energie zurück in den elektrischen Kreis [2.4, 2.35] wieder. Detailliert werden die energetischen Prozesse in einem Drehstrom-Lichtbogen im Kapitel 5 der vorliegenden Arbeit betrachtet.

Bild 2.13 c) zeigt den nach der Strom-Spannungskennlinie (Bild 2.13 a)) berechneten statischen Widerstand  $R_{\text{st}}$  des Ersatzzweipols:

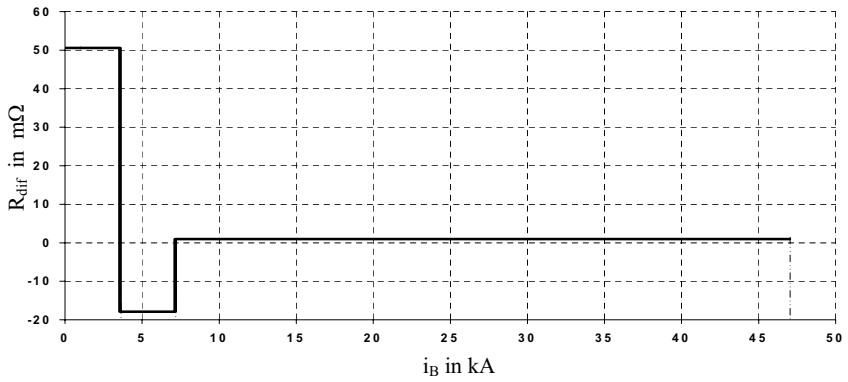
$$R_{\text{st}} = \frac{u_B}{i_B} \quad (2.8)$$

Diese Abhängigkeit kann als nichtlineare Kennlinie des Widerstandes  $R(i)$  für das Ersatzschaltbild 2.12 a) verwendet werden.

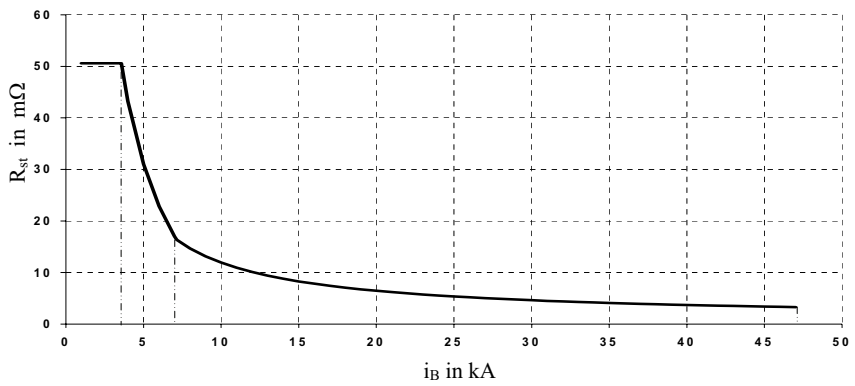
Ein noch weiter vereinfachtes linearisiertes Lichtbogenmodell wurde in [2.31] auch mit der Hilfe eines Analogrechners realisiert. Im Vergleich zum Modell entsprechend Bild 2.13 a) hat die Strom-Spannungskennlinie nach [2.31] nur zwei Abschnitte. Eine gerade Linie verbindet den Nullpunkt mit dem Knickpunkt 1 und eine zweite gerade Linie verbindet den Knickpunkt 1 direkt mit dem Knickpunkt 3. Der stochastische Charakter der Lichtbogenbrennung und die Hysterese-Schleife wurden nicht modelliert.



a)



b)



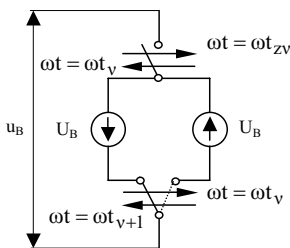
c)

Bild 2.13: Linearisierte Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens – a), Differenzieller Widerstand – b), Statischer Widerstand – c)

Eine Gruppe von Lichtbogenmodellen bilden die Modelle, die für die Analyse der elektrischen Vorgänge im Frequenzbereich entwickelt wurden [2.28-2.30]. Hauptvorteil solcher Modelle ist die Möglichkeit, die frequenzabhängigen Impedanzen der Elemente des elektrischen Netzes zu berücksichtigen. Dies ermöglicht eine präzisierte Analyse der Resonanzverzerrungen in Elektrostahlwerksnetzen. Der Nachteil ist, dass die Nachbildung des stochastischen Prozesses der Lichtbogenbrennung bzw. des Prozesses der Entstehung der Zwischenharmonischen und der Flickererscheinungen mit der heutigen Rechentechnik nur eingeschränkt möglich sind.

An der Technischen Universität Ilmenau wurde ein erweitertes Modell des Lichtbogens als Spannungsquelle mit einer intervallweise konstanten Lichtbogenspannung  $u_B$  entwickelt [2.36-2.39]. Die Strom-Spannungskennlinie wird durch einen Mittelwert  $U_B$  für die Lichtbogenbrennspannung approximiert:

Der innere physikalische Wirkmechanismus des Lichtbogens im Stromkreis wird durch die Zündbedingung und die Löschbedingung berücksichtigt. Im Zeitpunkt  $\omega t = \omega t_{zV}$  erreicht die Spannung an der Lichtbogenstrecke den Wert, der gleich der Lichtbogenzündspannung ist. Das Zünden des Lichtbogens erfolgt. Die Spannung an der Lichtbogenstrecke nimmt den konstanten Wert  $U_B$  an. Im Nulldurchgang des Stromes



erfolgt das Löschen des Lichtbogens und der Polaritätswechsel der äquivalenten Spannung in der Ersatzspannungsquelle (Bild 2.14). Im elektrischen Kreis wirkt der Lichtbogen als halbperiodenweise konstante Gegenspannung.

Bild 2.14: Lichtbogenmodell als Spannungsquelle

$$u_B = \begin{cases} U_B \cdot \text{sign}(i) & \text{für } \omega t_{zV} \leq \omega t \leq \omega t_{v+1} \\ u_0 & \text{für } \omega t_v \leq \omega t \leq \omega t_{zV} \end{cases} \quad (2.9)$$

Der Wert der konstanten Brennspannung  $U_B$  kann sich von einer Halbperiode  $v$  der Grundfrequenz zur nachfolgenden Halbperiode  $v+1$  ändern. Damit wird die Nachbildung nicht nur der drehstromtypischen- sondern auch der nichtdrehstromtypischen- und der Zwischenharmonischen sowie des Flickers erreicht. Bild 2.15 stellt die entsprechende Strom-Spannungskennlinie des entwickelten Lichtbogenmodells dar.

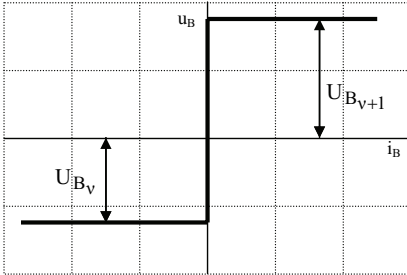


Bild 2.15: Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogenmodells nach [2.36-2.39]

Der differentielle Widerstand  $R_{\text{dif}}$  des Ersatzzweipols im Zustand der Lichtbogenbrennung ist gleich Null. Der statische Widerstand  $R_{\text{st}}(i)$  ändert sich mit der Änderung des Lichtbogenstromes ähnlich wie der im Bild 2.13 c) dargestellte statische Widerstand des linearisierten Lichtbogenmodells [2.4]. Es fehlt aber der Anfangsabschnitt mit dem konstanten Wert des statischen Widerstandes (bis zum Punkt des Lichtbogenzündens). Stattdessen nimmt der statische Widerstand im Bereich der kleinen Ströme wesentlich höhere Werte an. Aufgrund der beschriebenen Besonderheiten unterscheidet sich die Zeitkonstante des äquivalenten Ersatzschemas von der Zeitkonstanten des Ersatzschaltbildes des Modells [2.4].

Als Weiterentwicklung des Modells [2.36-2.39] kann das in [2.40] vorgeschlagene Konzept des Lichtbogenmodells betrachtet werden. In diesem Konzept ist ein variabler ohmscher Widerstand in Reihe mit dem Ersatzzweipol (Bild 2.14) geschaltet. Damit werden realistischere Verhältnisse zwischen der Lichtbogenzündspannung und der Lichtbogenbrennspannung erreicht. Die in [2.41] durchgeführte Vergleichsanalyse zeigt, dass die nachgebildeten harmonischen Verzerrungen beider Ofenmodelle ähnlich sind.

Für die Nachbildung der Zwischenharmonischen und des Flickers ist die Modellierung der stochastischen Lichtbogenbrennverhältnisse erforderlich.

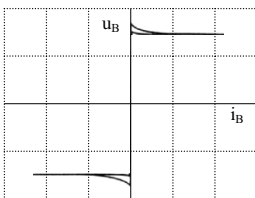


Bild 2.16: Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogenmodells nach [2.26]

In [2.26] wurde das Lichtbogenmodell mit der Bestimmung der Lichtbogenbrennspannung in Abhängigkeit von der aktuellen Lichtbogenlänge vorgeschlagen. Die entsprechende Strom-Spannungskennlinie hat Zünd- und Löschespannungsspitzen und eine geringfügige Hysterese-Schleife (Bild 2.16). Die Flickererzeugung wurde durch eine sinusförmige Modulation der Lichtbogenlänge und damit durch die Variation der Lichtbogenbrennspannung nachgebildet. Wegen der einphasigen

Realisierung in [2.26] ist die korrekte Nachbildung der nichtdrehstromtypischen durch drei teilbaren Harmonischen nur eingeschränkt möglich.

In [2.27] wurde die stochastische Lichtbogenbrennung mit Hilfe eines Generators mit „weißem Rauschen“ nachgebildet. Für die korrekte Bestimmung der Lichtbogenbrennungsspannung wurde ein spezielles autoregressives mathematisches Modell entwickelt und als ein Programmmodul realisiert. Ein dreiphasiges elektrisches Netz wurde simuliert. Die Stromspannungskennlinie des Lichtbogens wurde nach dem Muster vom Bild 2.15 linearisiert und ohne Hysterese-Schleife angenommen.

In [2.42] wurde die stochastische Lichtbogenbrennung als Weiterentwicklung des Modells [2.26] mit der Implementierung der Rauschquelle mit beschränkter Bandbreite im flickerrelevanten Bereich simuliert.

In [2.43] wurde das Lichtbogenmodell zur Flickererzeugung als eine zeitvariable Reihenschaltung einer Resistanz und einer induktiven Reaktanz dargestellt. Die aus den Messungen ermittelten Parameter des Ersatzschaltbildes wurden über eine Periode der Netzfrequenz als konstant angenommen. Die durch den Lichtbogenofenbetrieb verursachten harmonischen Verzerrungen blieben damit unberücksichtigt.

In [2.44] wurde die Flickeremission vom Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen durch ein auf der Theorie des deterministischen Chaos basierendes Ofenmodell repräsentiert. Die Oberschwingungsemission blieb ebenso wie im Modell [2.43] ohne Berücksichtigung.

Aus den Untersuchungen [2.2, 2.4] folgt, dass die Schwankungen der Lichtbogenstrom- und Lichtbogenspannungswerte durch das Normalverteilungsgesetz beschrieben werden können.

In [2.2, 2.45, 2.46] wurde das Lichtbogenmodell (Bild 2.14) in die Richtung der Erhöhung der Genauigkeit der Nachbildung der Lichtbogenbrennverhältnisse weiterentwickelt.

Dieses Modell basiert auf der Verwendung einer Modulation einer Folge von Lichtbogenspannungswerten nach einer Dreieckfunktion. Es wird eine bestimmte Anzahl  $n$  von Werten  $U_B$  nach einem Zufallsalgorithmus aus der Verteilung der Lichtbogenspannungswerte gewählt. Selbst  $n$  wird nach einem Zufallsalgorithmus bestimmt. Die zufällig gewählten Werte  $U_B$  werden entsprechend einer Dreieckfunktion aufsteigend nach ihrer Größe geordnet. Die so bestimmte Folge von Lichtbogenspannungswerten  $U_B$  wird in zeitlicher Abfolge in die Ersatzschaltung eingefügt. Erneut wird die Anzahl  $n$  zufällig bestimmt und anschließend werden  $n$  Werte  $U_B$  entsprechend der Verteilungsfunktion gewählt. Die zufälligen Werte  $U_B$  werden absteigend nach ihrer Größe geordnet und an die vorhergehend bestimmte Folge von

Werten  $U_B$  angefügt. Das Verfahren wiederholt sich, bis genügend Werte für die Simulationsdauer bestimmt sind.

Entsprechend der schon im Abschnitt 2.2 der vorliegenden Arbeit beschriebenen Teilung des Schmelzvorganges auf die einzelnen Schmelzphasen wurden die Eigenschaften der stochastischen Lichtbogenbrennung in [2.2] wie folgt nachgebildet:

- **Schmelzen auf fester und halbfester Schrottoberfläche** (*Unruhiges Schmelzen*)

Es wird eine große Streuung der Verteilungsfunktion verwendet. Die aufsteigende Flanke wird so gestaltet, dass die Lichtbogenspannung der jeweils übernächsten Halbperiode größer ist als die der momentanen Halbperiode. Analog dazu ist bei der absteigenden Flanke der Lichtbogenspannung der übernächsten Periode kleiner als die momentane Halbperiode. Folgende Gleichungen drücken dieses Verhalten aus:

$$U_{B_{2v}} < U_{B_{2v-1}} < U_{B_{2v+1}} \quad (\text{aufsteigend}) \quad (2.10)$$

$$U_{B_{2v}} > U_{B_{2v-1}} > U_{B_{2v+1}} \quad (\text{absteigend}) \quad (2.11)$$

Bild 2.17 a) stellt einen zeitlichen Verlauf der Beträge der Lichtbogenspannung  $U_B$  dar. Alle Lichtbogenspannungswerte  $U_B$  sind auf den vorgegebenen Spannungswert  $U_{AP}$ , der den ausgewählten Arbeitspunkt des Ofenbetriebes charakterisiert, bezogen.

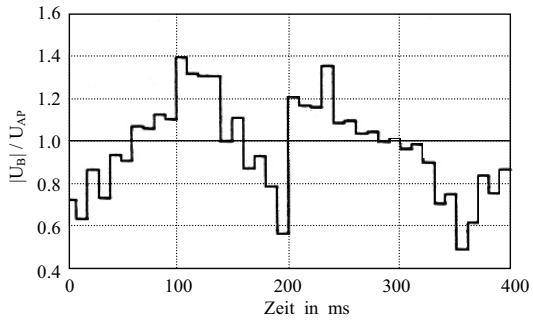
- **Schmelzen auf verflüssigter Schrottoberfläche** (*Ruhiges Schmelzen*)

Es wird eine geringe Streuung der Verteilungsfunktion der Lichtbogenspannungswerte verwendet. Die Ordnung erfolgt kontinuierlich, so dass bei aufsteigender Reihenfolge die Lichtbogenspannung der nachfolgenden Halbperiode immer größer ist als die der momentanen Halbperiode. Mathematisch ausgedrückt heißt das:

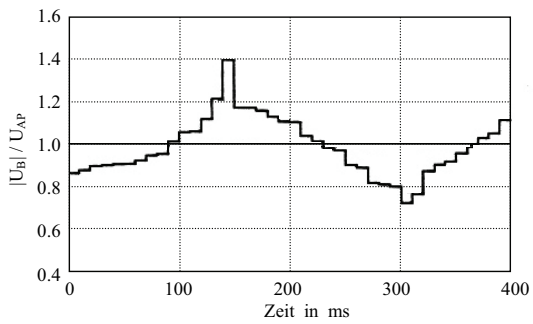
$$U_{B_{2v-1}} < U_{B_{2v}} < U_{B_{2v+1}} \quad (\text{aufsteigend}) \quad (2.12)$$

$$U_{B_{2v-1}} > U_{B_{2v}} > U_{B_{2v+1}} \quad (\text{absteigend}) \quad (2.13)$$

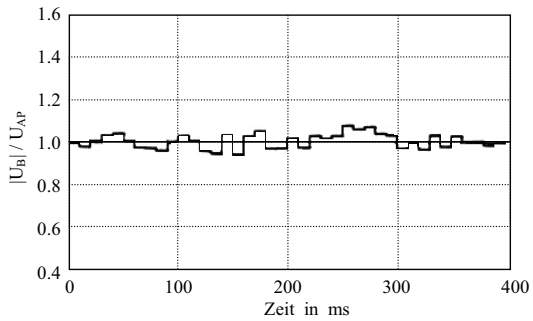
Bild 2.17 b) illustriert das.



a)



b)



c)

Bild 2.17: Folge der bezogenen Lichtbogenspannungswerte nach [2.2]

a) „Unruhiges Schmelzen“

b) „Ruhiges Schmelzen“

c) „Frischen und Feinen“

- **Frischen und Feinen**

Für diesen Zustand wird keine Modulation zufällig bestimmter Werte  $U_B$  verwendet. Ein Beispiel der entsprechenden Folge der Lichtbogenspannungswerte  $U_B$  ist im Bild 2.17 c) dargestellt.

In der **Bohrphase** (*Boring*) brennt der Lichtbogen extrem instabil. Außer zahlreichen Kurzschlüssen und Lichtbogenabrissen treten auch periodische Schwankungen der Lichtbogen­spannung auf. Die Modulationsfrequenzen liegen im flickerrelevanten Bereich. Für die Nachbildung der Lichtbogenbrennbedingungen in dieser Schmelzphase wurde eine Modulation der zufällig bestimmten Lichtbogenspannungswerte  $U_B$  durch eine Sinusfunktion in [2.2] vorgeschlagen.

Vom Autor der vorliegenden Arbeit wurde die mathematische Modellierung der nichtlinearen Lichtbogenstrecken für eine Reihe von leistungsstarken Drehstrom-Lichtbogenöfen zwecks Untersuchungen der entstehenden Wechselwirkungen zwischen den Ofenbelastungen und dem speisenden elektrischen Netz, der Resonanzerscheinungen und der Betriebsverhältnisse der vorhandenen Elektroausrüstung durchgeführt.

Zur Darstellung der Oberschwingungsemissionen von der Öfen wurden jeweils linearisierte Lichtbogenmodelle gewählt.

Das Bild 2.13 stellt das vom Autor nach dem Verfahren von [2.4] entwickelte Lichtbogenmodell für den Drehstrom-Lichtbogenofen „Swidell-Dressler“ mit einem Ofenfassungsvermögen von 40 t dar. Dieses Modell wurde für die Untersuchungen der Resonanzerscheinungen im elektrischen Netz der Gießerei des Kraftfahrzeugswerkes KAMAZ (Russland) verwendet [2.19, 2.20].

Ein weiteres Beispiel für die Anwendung des vom Autor entwickelten linearisierten Lichtbogenmodells (ohne die Nachbildung der Hysterese-Schleife) für den Drehstrom-Lichtbogenofen im Elektrostahlwerk Tianjin (Volksrepublik China) wurde in [2.47] veröffentlicht.

Das Lichtbogenmodell (Bild 2.14) wurde vom Autor der vorliegenden Arbeit auch weiterentwickelt. Es wurde die Nachbildung des aufsteigenden Zweigs der Strom-Spannungskennlinie für den Zustand der Lichtbogenbrennung nach dem Verfahren [2.4] realisiert. Lichtbogenzündbedingungen wurden vom Modell (Bild 2.14) übernommen. Damit wurde der in der Realität existierende Unterschied zwischen der Lichtbogenzündspannung und der Lichtbogenbrennspannung korrekt nachgebildet. Entsprechend der verallgemeinerten Darstellung der



Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens (Bild 2.4) wurde die Lichtbogen-Hystereseschleife durch die Verbindung der Knickpunkte 3 und 0 mit einer geraden Linie modelliert [2.22, 2.48]. Bild 2.18 stellt die Strom-Spannungskennlinie des entwickelten erweiterten Lichtbogenmodells dar.

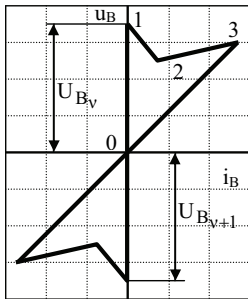


Bild 2.18: Strom-Spannungskennlinie des erweiterten Lichtbogenmodells

Unter Beibehaltung der oben beschriebenen Merkmale zur Modellierung des stochastischen Charakters der Lichtbogenbrennung ist das ausgearbeitete Lichtbogenmodell nicht nur für die Nachbildung der durch den Lichtbogenofenbetrieb verursachten harmonischen Verzerrungen sondern auch für die korrekte Darstellung der Zwischenharmonischen und der Flickererscheinungen geeignet.

Die programmtechnische Implementierung der entwickelten Lichtbogenmodelle erfolgte zum einen in der Form einer Nachbildung eines nichtlinearen resistiven Ersatzzweipols mit einer  $R(i)$ -Kennlinie, die der nach der Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens bestimmten Charakteristik  $R_{st}(i)$  (s. Bild 2.13) entspricht, und zum anderen in der Form einer Nachbildung einer Ersatzspannungsquelle entsprechend einer einzugebenden Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens  $u_B(i)$ .

Laut dem Satz von der Kompensation [2.49] sind die beiden Darstellungen äquivalent.

Für die Analyse der Entstehung der Resonanzbedingungen in elektrischen Kreisen mit Drehstrom-Lichtbogenöfen wurden vom Autor der vorliegenden Arbeit umfangreiche Berechnungen mit den beschriebenen linearisierten Lichtbogenmodellen sowohl im Zeit- als auch im Frequenzbereich durchgeführt.

## 2.6.3 Mathematische Modellierung der Resonanzvorgänge in Elektrostahlwerksnetzen

### 2.6.3.1 Ersatzschaltbilder zur Analyse der Resonanzerscheinungen

Für die Untersuchung der Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen wurden entsprechende mathematische Modelle entwickelt. Als Basismodell wurde das Schema der Transformatorstation mit einem Abspannungstransformator, einem Drehstrom-

Lichtbogenofen und einer Kondensatorbatterie als Blindleistungskompensationsanlage nach Bild 2.10 a) verwendet.

Auf der Grundlage mehrerer Programmsysteme zur Simulation der transienten Vorgänge in elektrischen Netzen im Zeitbereich wie RITM [2.50], SEGEDA [2.51], SALOMON [2.52] und des Programmsystems zur Simulation nichtsinusförmiger elektromagnetischer Prozesse im Frequenzbereich GAMMA [2.53] wurde die detaillierte mathematische Nachbildung der Schaltungsgruppe der Transformatoren, der vorhandenen elektrischen Unsymmetrie und der Gegeninduktivitäten der einzelnen Leitern des Ofenhochstromkreises, der nichtlinearen Magneigenschaften der Transformatoren sowie der Lichtbogenstrecken entsprechend dem im Abschnitt 2.6.2 beschriebenen Verfahren vorgenommen.

Bild 2.19 stellt ein Beispiel eines für das Programmsystem RITM entwickelten Ersatzschaltbildes eines Elektrostahlwerksnetzes dar. Die Drehstrom-Lichtbögen wurden als drei in Stern geschalteten nichtlinearen ohmschen Widerstände modelliert. Nach den Empfehlungen von [2.50] wurden die induktiven Reaktanzen des Ofenhochstromkreises als ein äquivalentes, aus 4 Elementen bestehendes, Ersatzschema nachgebildet. Im Bild 2.19 sind  $L_{HK}$ , und  $M_{HK}$  - Eigen- und Gegeninduktivitäten des Hochstromkreises,  $\bar{u}_M = 1$  - Übersetzungsverhältnis der entsprechenden idealen Transformatoren,  $\bar{u}_T$ ,  $\bar{u}_{OT}$  - Übersetzungsverhältnisse der Netz- und Ofentransformatoren,  $\bar{u}_{\mu 0} = 1$  - Übersetzungsverhältnis des idealen Transformators vom äquivalenten Magnetkreis des Nullsystems. Das Magnetsystem des Netztransformators ist im Bild 2.19 nicht dargestellt. Anzumerken ist, dass die für die Modellierung benutzten Programme auf die Lösung eines breiten Spektrums an Aufgaben auf dem Gebiet der automatisierten Untersuchungen der transienten und quasistationären Prozesse in beliebig gestalteten Elektroenergiesystemen ausgerichtet sind. Mit den verwendeten Programmen lassen sich die Vorgänge in elektrischen Netzen mit Wechsel- und Gleichstromleitungen, Transformatoren und Spartransformatoren, rotierenden elektrischen Drehstrommaschinen, Stromrichtern sowie mit den beliebigen Netzelementen, deren Ersatzschaltschemas als Kombinationen aus linearen und nichtlinearen R-, L- und C-Elementen, Spannungs- und Stromquellen, gesteuerten und nichtgesteuerten Kommutierungselementen und idealen Transformatoren nachbildbar sind. Die Programme sind auf der Basis IBM-PC realisiert und verwenden schnellwirkende Berechnungsalgorithmen zur Lösung der Differentiellgleichungen, die die Vorgänge im modellierten elektrischen Kreis beschreiben. Die Gleichungen werden dabei maschinell auf der Grundlage der netzbeschreibenden Eingabedatei erstellt. Vom Autor der vorliegenden Arbeit wurden die Programmmodule zur Nachbildung der Lichtbogenstrecken im Drehstrom-Lichtbogenofen für die o. g. Programme entwickelt.

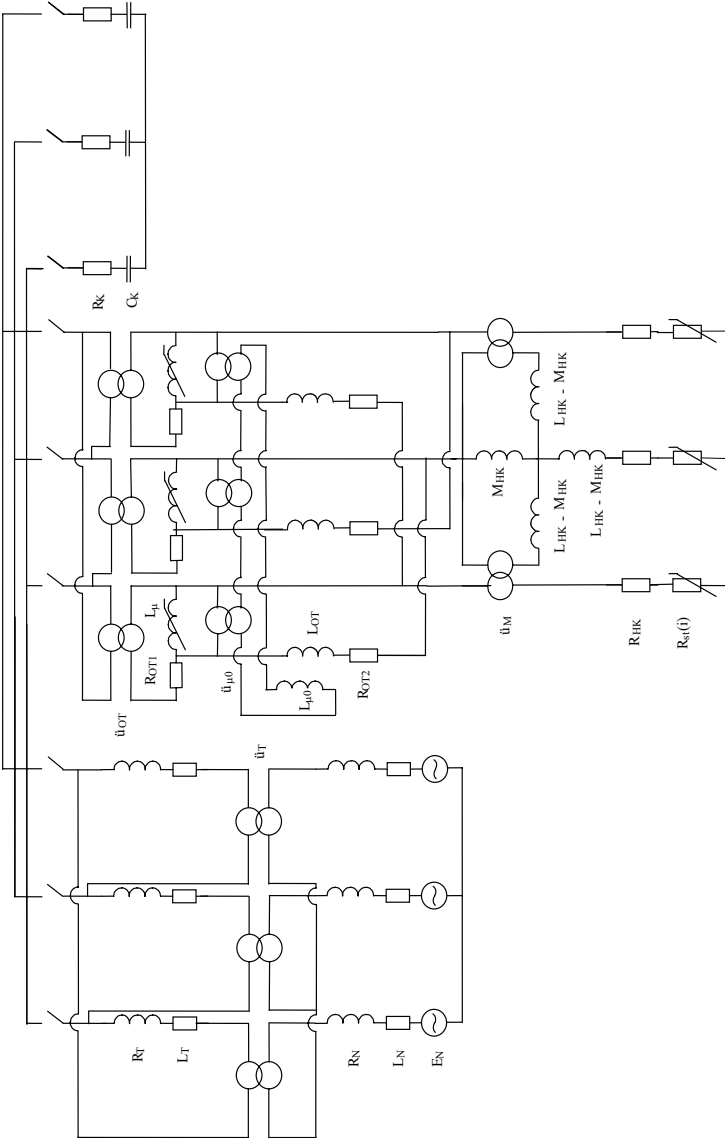
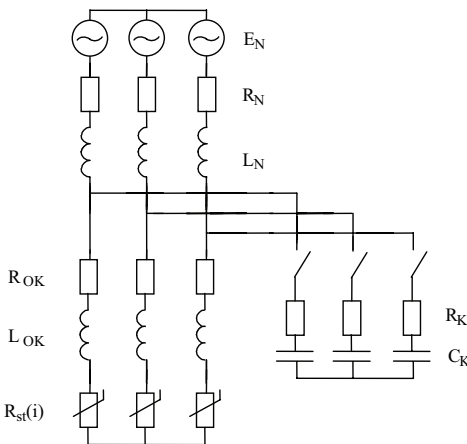


Bild 2.19: Ersatzschaltbild eines Elektrostahlwerkes mit einem Drehstrom-Lichtbogenofen und einer Kondensatorbatterie als Blindleistungskompensationsanlage

Die mit Hilfe des Modells (Bild 2.19) durchgeführten Untersuchungen haben gezeigt, dass die Magnetisierungseigenschaften des Transformatorisenkerns einen geringen Einfluss auf die harmonischen Verzerrungen im elektrischen Netz bei einem quasistationären Ofenbetrieb haben. Deswegen wurde das zur Analyse verwendete Drehstrom-Lichtbogenofenmodell durch die Ausschließung der Magnetzweige vereinfacht. Die real existierende Unsymmetrie der Ofenhochstromkreisparameter ist auch relativ gering und bei der Entwicklung neuer Konstruktionen der Ofenzuleitungen wird diese Unsymmetrie weitgehend minimiert. Dies ermöglichte die weitere Vereinfachung des Modells durch die Nachbildung symmetrischer Ofenzuleitungen. Für die Analyse der Resonanzfrequenzen in elektrischen Netzen mit Drehstrom-Lichtbogenöfen ist es genügend, die Lichtbogenstrecke symmetrisch nachzubilden. Da das Neutral in einem Mittelspannungsnetz normalerweise nicht geerdet ist, werden nur die nicht-geradzahligen durch drei teilbaren Stromharmonischen aus der Betrachtung damit ausgeschlossen. Unter dieser Annahme ist die Nachbildung der Transformatorschaltgruppen nicht erforderlich und das Modell kann weiter vereinfacht werden.

Die Parameter der Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens können auch auf die Netz-nennspannung bezogen werden. Die Form der Strom-Spannungskennlinie sowie die Oberschwingungsemission bleiben gleich.



Nach diesen Vereinfachungen kann die Ersatzschaltbildung eines Elektrostahlwerksnetzes als das im Bild 2.20 gezeigte äquivalente Schema dargestellt werden.

Mit  $R_{OK}$ ,  $L_{OK}$  sind die induktive Reaktanz und die Resistanz des gesamten Ofenkreises, inklusive die Impedanz des Ofentransformators, bezeichnet.

Bild 2.20: Ersatzschema eines Elektrostahlwerksnetzes

### 2.6.3.2 Ergebnisse der Untersuchungen der Resonanzvorgänge in Elektrostahlwerksnetzen

Bei der Verwendung der entwickelten dreiphasigen mathematischen Modelle wurden Untersuchungen der Resonanzerscheinungen bei quasistationären Ofenbetriebszuständen mit Parallelbetrieb von Kondensatorenatterie als Blindleistungskompensationsanlage durchgeführt. Es wurde der Zusammenhang zwischen der Resonanzfrequenz  $h_{\text{Rez}}$  in den Schemen (Bilder 2.19, 2.20) und den Parametern des speisenden Netzes, der Kondensatorenbatterien und des Ofenkreises analysiert.

Entsprechend der konventionellen Darstellung der Bildung des Ersatzschemas vom Ofenkreis als eine Stromquelle nach Bild 2.10 b) ergibt sich die Parallelresonanz im elektrischen Kreis speisendes Netz – Kondensatorenatterie bei der Erfüllung der Resonanzbedingung:

$$X_{K_h} = X_{N_h} \quad (2.14)$$

Daraus (unter der konventionellen Annahme  $X_{K_h} = \frac{X_{K_1}}{h}$ ,  $X_{N_h} = X_{N_1} \cdot h$  mit  $X_{K_1}$ ,  $X_{N_1}$  - die Grundfrequenzreaktanzen der Kondensatoratterie und des speisenden Netzes sowie der Vernachlässigung der ohmschen Widerstände) folgt:

$$h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}} = \sqrt{\frac{X_{K_1}}{X_{N_1}}} \quad (2.15)$$

Zur Verifizierung der angenommenen Hypothese ist es genügend, die entsprechenden Modellparameter der ausgewählten Resonanzfrequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}}$  einzugeben und bei der Variation der kapazitiven Reaktanzen der Kondensatorenatterie  $X_{K_1}$  im Bereich  $h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}} \pm 0.5$  gemäß der Formel (2.15) die Gewissheit zu erlangen, dass die experimentell gewonnene Resonanzfrequenz  $h_{\text{Rez}}$  mit der erwarteten Resonanzfrequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}}$  übereinstimmt.

Die Analyse der Berechnungsergebnisse hat gezeigt, dass die experimentell gewonnenen Eigenfrequenzen mit der Verstärkungen einzelner Harmonischen den nach der Formel (2.15) berechneten Resonanzfrequenzen nicht entsprechen.

Die Berechnungsergebnisse haben gezeigt, dass die Resonanzfrequenzen im analysierten elektrischen Kreis mit hoher Genauigkeit nach dem Ersatzschema Bild 2.10 c) mit der äquivalenten Spannungsquelle bestimmt werden können.

Die Resonanzbedingung in diesem Schema unter der Vernachlässigung der ohmschen Widerstände ist:

$$X_{K_h} = X_{N_h} \parallel X_{OK_h} = \frac{X_{N_h} \cdot X_{OK_h}}{X_{N_h} + X_{OK_h}} \quad (2.16)$$

Unter der Vernachlässigung der ohmschen Widerstände des Ersatzschemas und unter der konventionellen Annahme  $X_{K_h} = \frac{X_{K_1}}{h}$ ,  $X_{N_h} = X_{N_1} \cdot h$  und  $X_{OK_h} = X_{OK_1} \cdot h$  mit  $X_{K_1}$ ,  $X_{N_1}$ ,  $X_{OK_1}$  - die Grundfrequenzreaktanzen der Kondensatorbatterie, des speisenden Netzes und des Ofenkreises kann die Resonanzfrequenz  $h_{Rez}^{SpQ}$  nach folgender Formel berechnet werden:

$$h_{Rez}^{SpQ} = \sqrt{\frac{X_{K_1} \cdot (X_{N_1} + X_{OK_1})}{X_{N_1} \cdot X_{OK_1}}} \quad (2.17)$$

Die Unterschiede zwischen den Resonanzfrequenzen  $h_{Rez}^{StQ}$  und  $h_{Rez}^{SpQ}$  sind natürlicherweise stark von den Verhältnissen zwischen den Parametern  $X_{OK_1}$  und  $X_{N_1}$  abhängig. Je größer  $X_{OK_1}$  im Vergleich zu  $X_{N_1}$ , desto kleiner ist der Unterschied  $\Delta h_{Rez} = \left| h_{Rez}^{SpQ} - h_{Rez}^{StQ} \right|$ . Anders gesagt, bei der Vergrößerung der Netzkurzschlussleistung verringert sich der Unterschied  $\Delta h_{Rez}$  zwischen den beiden Resonanzfrequenzen. Bei der Verminderung der Induktivität des Ofenkreises wird der Unterschied  $\Delta h_{Rez}$  größer.

Entsprechend der durchgeführten Analyse in [2.18] wurde für ein Elektrostahlwerksnetz mit einer Ofentransformatorleistung von 80 MVA gezeigt, dass der Unterschied  $\Delta h_{Rez} = 1.0$  sein kann. In [2.19] wurden Werte von  $\Delta h_{Rez} = 0.6 \dots 0.8$  (in der Abhängigkeit von der Ordnungsnummer der Harmonischen) für 40-MVA-Ofentransformatoren ermittelt. Dies bestätigt die Notwendigkeit der obligatorischen Durchführung der korrekten Analyse der Impedanzfrequenz-Charakteristiken eines Elektrostahlwerksnetzes bei der Projektierung neuer oder bei

der Optimierung existierender Blindleistungskompensationsanlagen, die mit Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen parallel betrieben werden müssen.

Die Analyse der Oberschwingungsemission eines Drehstrom-Lichtbogenofens bei Resonanzzuständen hat gezeigt, dass neben einer Verstärkung der mitschwingenden Spannungsharmonischen sowie der entsprechenden Harmonischen im Kondensatorstrom eine bemerkbare Vergrößerung des Betrages der mitschwingenden Harmonischen im Strom des Ofens sowie eine Verringerung des Betrages der entsprechenden Spannungsharmonischen des Lichtbogens beobachtet wurde.

Dies bestätigt nochmals, dass der Ofenkreis im Resonanzvorgang aktiv teilnimmt und dass die Darstellung des Drehstrom-Lichtbogenofens als Oberschwingungsstromquelle mit einer konstanten Oberschwingungsstromemission bei der Analyse der nichtsinusförmigen Vorgänge in Elektrostahlwerksnetzen als nicht vollständig korrekt betrachtet werden kann.

Im Bild 2.21 sind die Berechnungsergebnisse für die zwei charakteristischen Fälle dargestellt. Die beiden Simulationen wurden für das Netzschema Bild 2.10 a) durchgeführt. Im ersten Fall wurde die kapazitive Reaktanz  $X_{K1}$  der Kondensatorenbatterie so gewählt, dass die Bedingungen der Parallelresonanz (2.14) bei  $h_{Rez}^{StQ} = 6.0$  erfüllt wurden. Im zweiten Fall wurden die Resonanzbedingungen nach (2.16) mit der Berücksichtigung des Ofenkreises bei  $h_{Rez}^{SpQ} = 6.0$  geschaffen. Die Bilder 2.21 a), b) (Fall 1) und e), f) (Fall 2) stellen die entsprechenden Impedanz-Frequenz-Charakteristiken (IFC) im Anschlussknotenpunkt des Drehstrom-Lichtbogenofens dar. Die IFC in den Bildern 2.21 a) und e) wurden nach dem konventionellen Verfahren für den Parallelresonanzkreis ohne Berücksichtigung des Ofenkreises berechnet. Die IFC in den Bildern 2.21 b) und f) wurden mit Berücksichtigung des Ofenkreises als eine ohmsche-induktive Last berechnet. Die Bilder 2.21 c) und g) zeigen die Lichtbogenstromspektren und die Bilder 2.21 d) und h) die Knotenpunktspannungsspektren für die beiden Berechnungsfälle.

Das verwendete Drehstrom-Lichtbogenofenmodell wurde nach dem Verfahren [2.2] mit der Implementierung der Strom-Spannungs-Kennlinie des Lichtbogens entsprechend Bild 2.18 gebildet, somit wurde die Spektrumskontinuität der Strom- und Spannungsharmonischen erreicht.

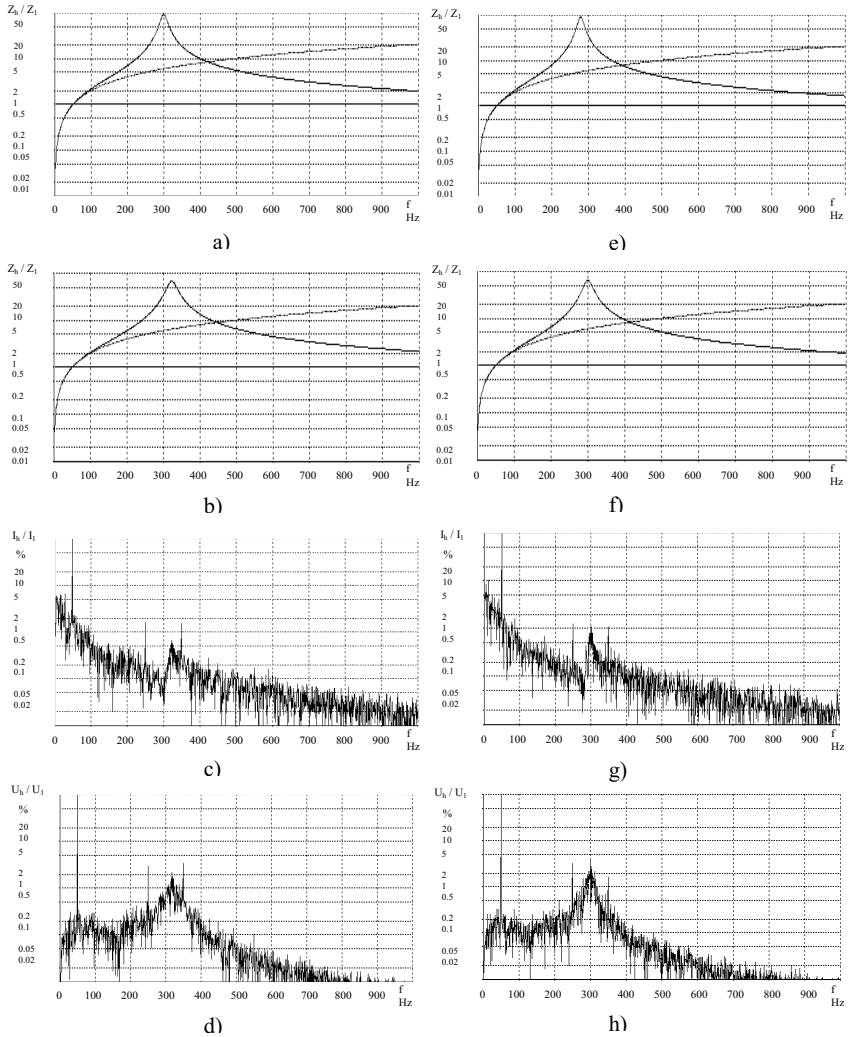


Bild 2.21: Impedanz-Frequenz-Charakteristiken des Elektrostahlwerksnetzes im Anschlussknotenpunkt des Drehstrom-Lichtbogenofens ohne (a, e) und mit (b, f) Berücksichtigung des Ofenkreises sowie Lichtbogenstrom- (c, g) und Knotenpunktspannungs- (d, h)) Spektren bei der Parallelresonanz  $h_{Rez}^{StQ} = 6.0$  – a), b), c), d)) und bei der echten Resonanz  $h_{Rez}^{SpQ} = 6.0$  – e), f), g), h)



Es ist ersichtlich, dass die Maxima der mit Berücksichtigung des Ofenkreises berechneten Impedanz-Frequenz-Charakteristiken des Netzes (Bilder 2.21 b) und f)) genau den Frequenzen entsprechen, bei denen die maximalen Verstärkungen der einzelnen Ofenstrom- und Knotenpunktspannungsspektralkomponenten auftreten. Damit verschiebt sich die beobachtete echte Resonanzfrequenz im Vergleich zu der erwarteten konventionellen Frequenz der Parallelresonanz. Deutlich wird, dass die Resonanzverstärkung der 6. Harmonischen ( $f = 300$  Hz) des Ofenstromes sowie der Knotenpunktspannung bei der Abstimmung der kapazitiven Reaktanz  $X_{K1}$  zur Resonanzfrequenz  $h_{Rez}^{SpQ} = 6.0$  (Fall 2) wesentlich größer sind, als die entsprechende Verstärkung der 6. Strom- und Spannungsharmonischen bei der Erfüllung der Bedingung der Parallelresonanz  $h_{Rez}^{StQ} = 6.0$  (Fall 1). Deutlich wird auch, dass die erhöhte äquivalente Impedanz  $Z_h$  am Anschlussknotenpunkt des Drehstrom-Lichtbogenofens im Resonanzzustand eine Verringerung der entsprechenden Spektralkomponente des Lichtbogenstromes verursacht. Somit ist die 6. Harmonische des Ofenstromes bei der Erfüllung der Bedingung der Parallelresonanz  $h_{Rez}^{StQ} = 6.0$  kleiner als im vergleichbaren Resonanzzustand  $h_{Rez}^{SpQ} = 6.0$ . Aus den durchgeführten Berechnungen folgt, dass der Betrag der mitschwingenden Oberschwingungen des Ofenstromes im Zustand der Parallelresonanz im Netz der kleinste ist.

Bilder 2.22 – 2.26 präsentieren die weiteren Beispiele der Simulationsergebnisse für das Musterschema (Bild 2.10 a)). Im Bild 2.22 ist die nachgebildete Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens für den 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofen des Elektrostahlwerks SOVEL (Griechenland) gezeigt [2.21]. Es wurde der Arbeitspunkt des Ofenbetriebes mit der Wirkleistungsaufnahme  $P_{LBO} = 63$  MW und der Blindleistungsaufnahme  $Q_{LBO} = 52$  Mvar nachgebildet. Das Bild 2.23 präsentiert die simulierten Leiter-Leiter-Spannungen am 30-kV-Netzanschlussknotenpunkt des Drehstrom-Lichtbogenofens für den Fall der symmetrischen Darstellung der Lichtbögen in allen drei Zweigen des dreiphasigen Ofenkreises bei abgeschalteter Blindleistungskompensationsanlage. Unter diesen Bedingungen sind nur die drehstromtypischen Harmonischen in den Strom- und Spannungsspektren vorhanden. Der THD der Spannung (Bild 2.23) beträgt 3.7 %. Die Bilder 2.24 a), b) zeigen die Momentanwerte der Lichtbogen Spannung (Bild 2.24 a)) und des Lichtbogenstromes (Bild 2.24 b)) über eine Netzfrequenzperiode in einem Ofenzweig. Es ist ersichtlich, dass der Lichtbogenstrom relativ wenig verzerrt ist. Der THD des Lichtbogenstromes beträgt 2.9 %. Der Betrag der im Stromspektrum dominierenden 5. Harmonischen ist gleich 2.34 %.

Die Bilder 2.25 a) - d) stellen die Simulationsergebnisse des Resonanzzustandes im Muster-schema mit der Resonanzfrequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}} = 5.0$  dar. Deutlich wird im Bild 2.25 a), dass die Spannung am Anschlussknotenpunkt stark verzerrt ist. Der THD beträgt 24.6 %. Der Betrag der 5. Spannungsharmonischen ist gleich 24.5 %. Das Bild 2.25 b) zeigt die durch die Resonanz verursachte Kondensatorstromverzerrung. Der THD-Wert des Kondensatorstromes beträgt in dem Fall 123.8 %, der Wert der 5. Kondensatorstromharmonischen ist gleich 122.7 %. Der Dauerkondensatorbetrieb in solch einem Zustand ist nicht möglich, weil die dauernden zulässigen Überströme für die Kondensatoren den Wert von  $1.3 \cdot I_{\text{KBNenn}}$  nicht überschreiten dürfen [2.54]. Unter der Annahme  $I_{\text{KBNenn}} = I_{\text{KB1}}$  bedeutet das den maximal zulässigen THD-Wert des Kondensatorstromes von 83 % [2.55].

Der THD-Wert der Spannung in dem Resonanzzustand ist auch unzulässig hoch im Vergleich zu dem in der Norm zur Elektroenergiequalität [2.56] empfohlenen Wert  $\text{THD} = 10 \%$  (95-Quantil der statistischen Verteilung) für anlageninterne Anschlusspunkte der Mittelspannungsnetze. Dies kann zu den unerwünschten Störungen der Betriebsvorgänge führen.

Die entsprechenden Momentanwerte der Lichtbogenspannung und des Lichtbogenstromes präsentieren die Bilder 2.25 c) und d). Es ist ersichtlich, dass der Lichtbogenstrom sowie die Lichtbogenspannung im Resonanzzustand wesentlich stärker als im resonanzfreien Zustand (Bild 2.24 a), b)) verzerrt sind. Der THD des Lichtbogenstromes beträgt 10.4 %. Der Betrag der mitschwingenden 5. Lichtbogenstromharmonischen erhöhte sich mehr als 4 mal gegenüber dem resonanzfreien Zustand und erreicht den Wert 9.9 %.

Die Bilder 2.26 a) – d) präsentieren die Simulationsergebnisse bei der Wahl der kapazitiven Reaktanz der Kondensatorbatterie unter der Bedingung  $h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}} = 5.0$ . Dies entspricht dem Zustand der konventionellen Parallelresonanz zwischen der induktiven Reaktanz des speisenden Netzes und der Kapazität der Kondensatorbatterie. Die Strom- und Spannungsverzerrungen sind aber deutlich kleiner gegenüber dem Zustand mit der Resonanzfrequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}} = 5.0$ . Der THD-Wert der Leiter-Leiter-Spannung im Bild 2.26 a) beträgt nur 9.4 % und befindet sich damit im zulässigen Bereich. Der entsprechende Betrag der 5. Spannungsharmonischen ist gleich 8.5 % und überschreitet damit nur geringfügig den in der Norm empfohlenen Wert von 8 %. Der THD-Wert des Kondensatorstromes im Bild 2.26 b) befindet sich auch unter dem zulässigen Grenzwert von 83% und beträgt nur 50.2 %. Der Betrag der 5. Kondensatorstromharmonischen ist gleich 42.2 %. Das bedeutet, dass Dauerkondensatorbetrieb in diesem Zustand möglich ist.

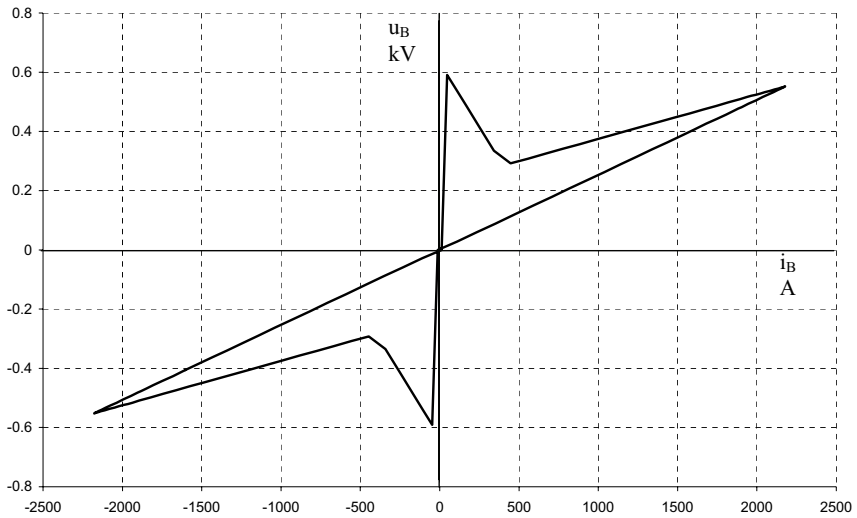


Bild 2.22: Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens eines 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens

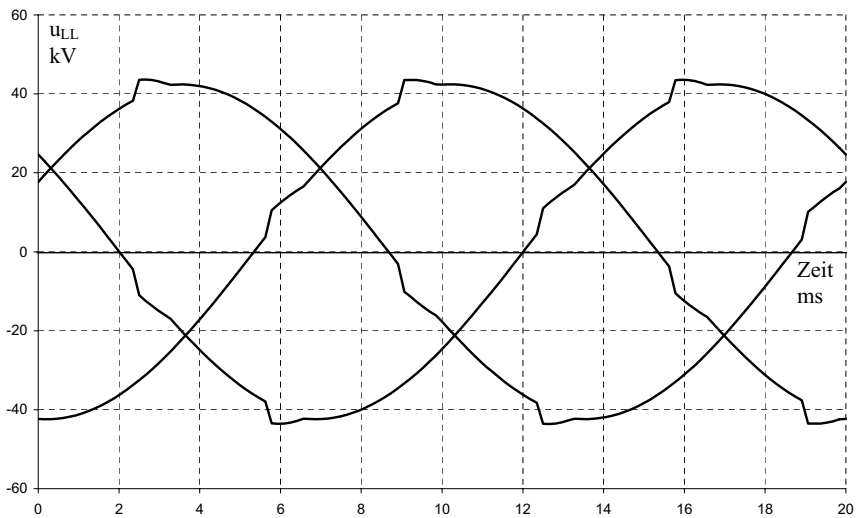


Bild 2.23: Leiter-Leiter-Spannungen am 30-kV-Netzanschlussknotenpunkt eines 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens ohne Blindleistungskompensationsanlage

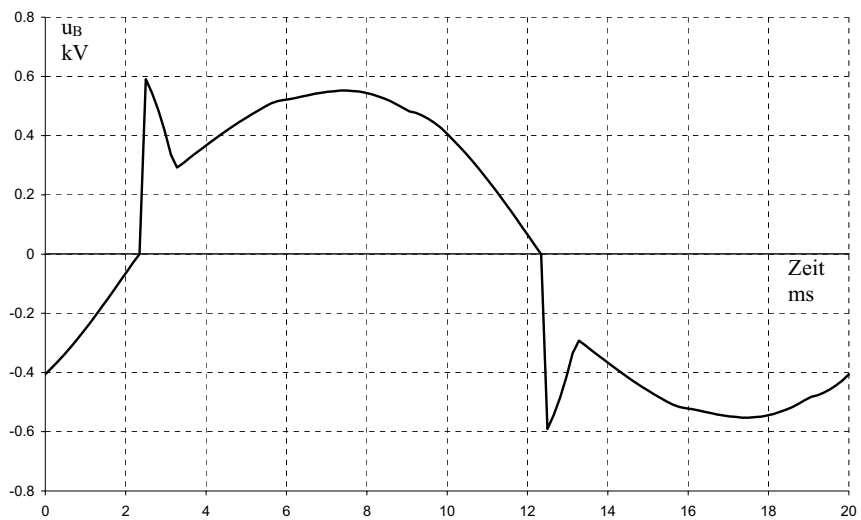


Bild 2.24 a): Lichtbogenspannung beim resonanzfreien Netzzustand

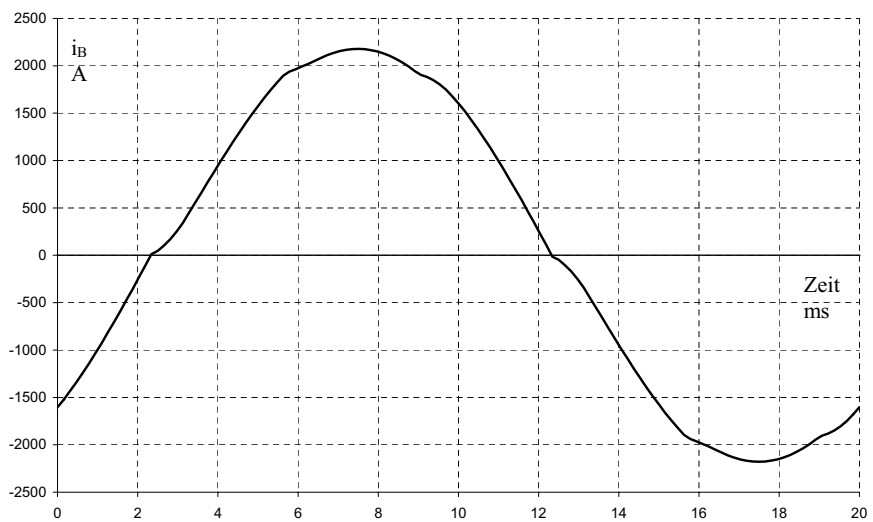


Bild 2.24 b): Lichtbogenstrom beim resonanzfreien Netzzustand

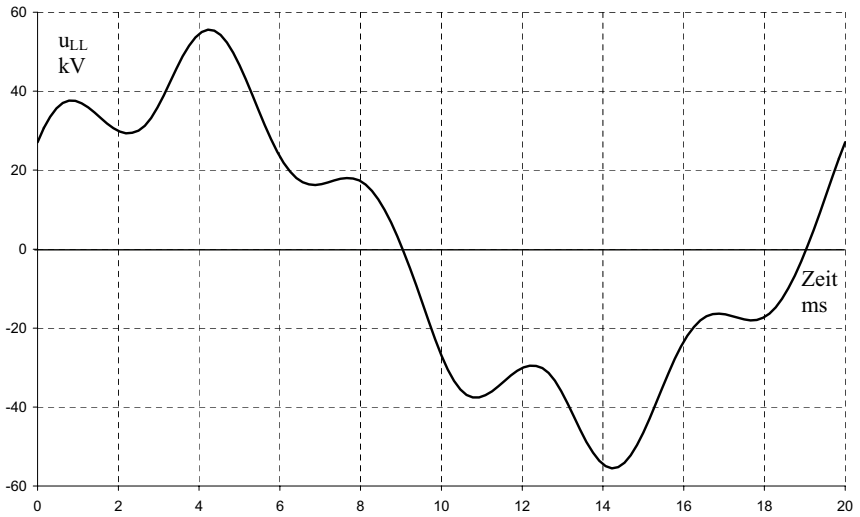


Bild 2.25 a): Leiter-Leiter-Spannung bei Resonanz mit einer Frequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}} = 5.0$

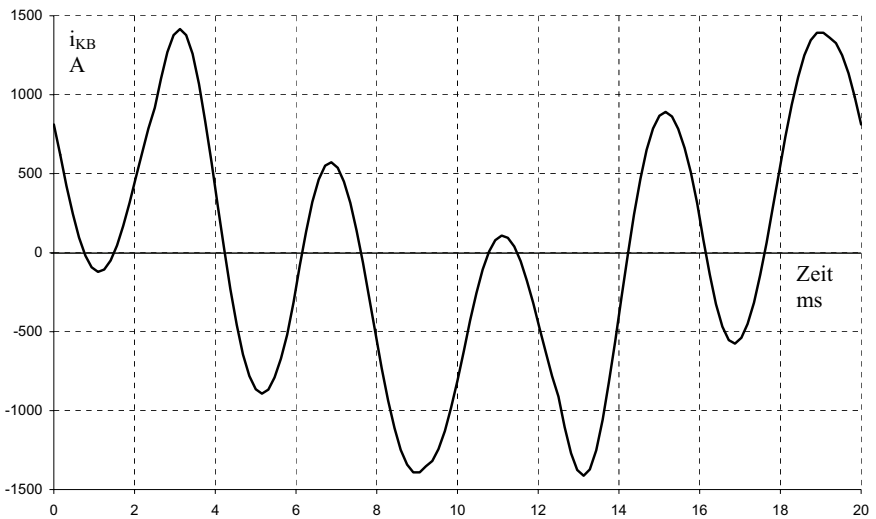


Bild 2.25 b): Kondensatorstrom bei Resonanz mit einer Frequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}} = 5.0$

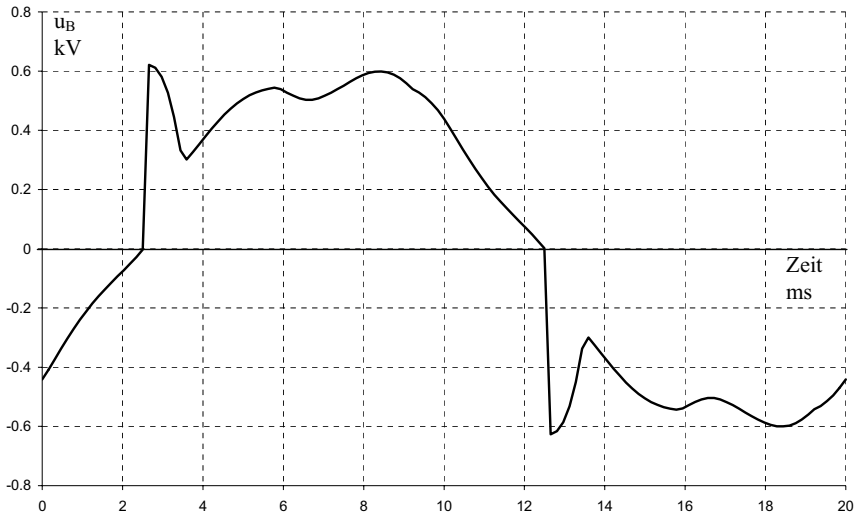


Bild 2.25 c): Lichtbogenspannung bei Resonanz mit einer Frequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}} = 5.0$

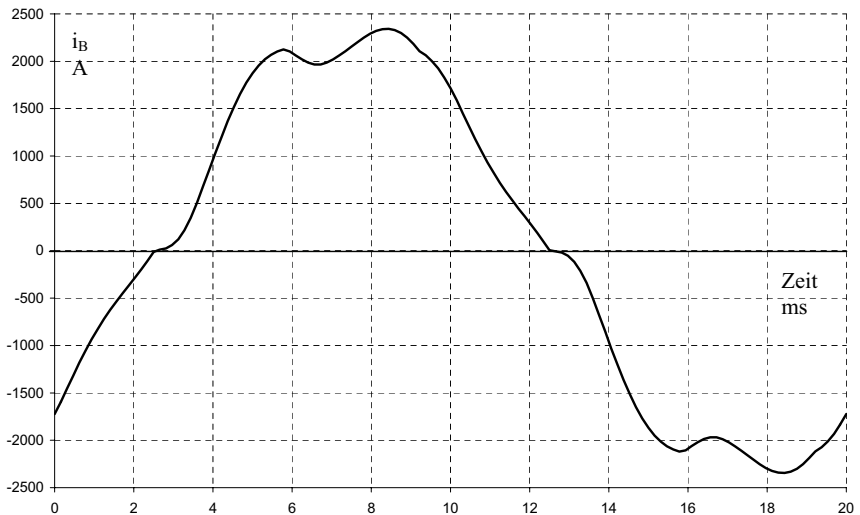


Bild 2.25 d): Lichtbogenstrom bei Resonanz mit einer Frequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}} = 5.0$

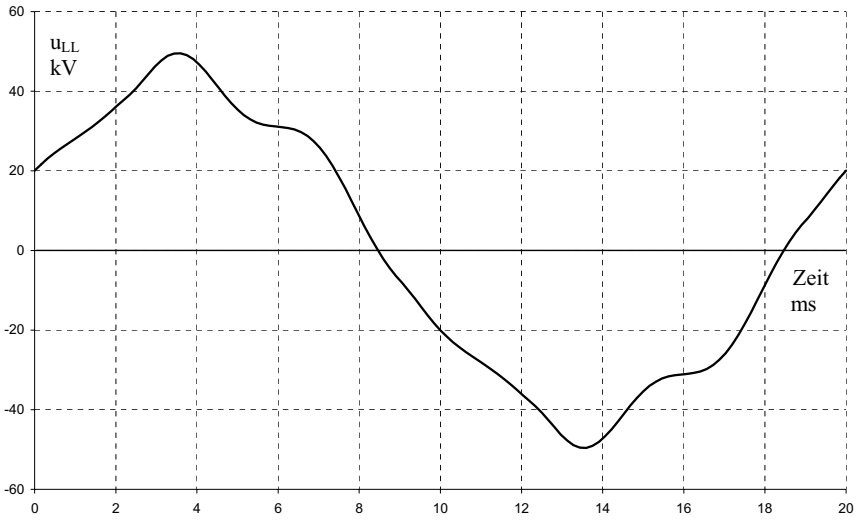


Bild 2.26 a): Leiter-Leiter-Spannung bei Resonanz mit einer Frequenz  $h_{Rez}^{StQ} = 5.0$

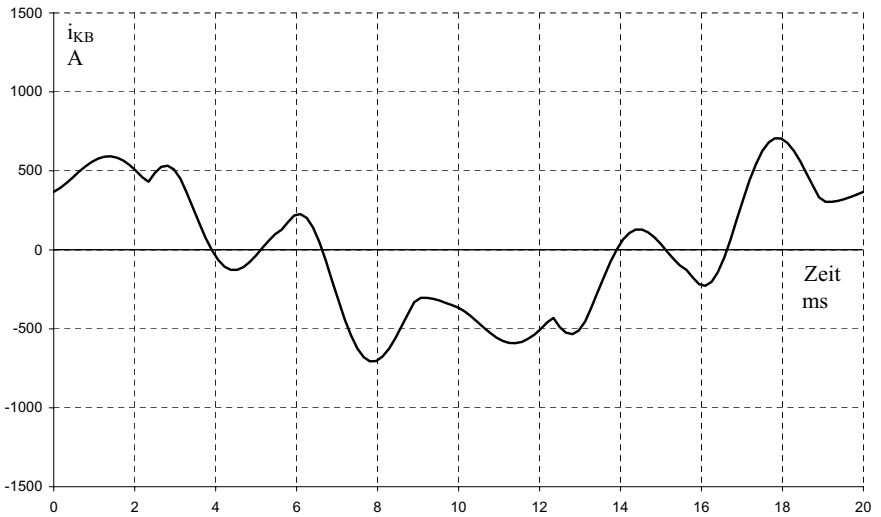


Bild 2.26 b): Kondensatorstrom bei Resonanz mit einer Frequenz  $h_{Rez}^{StQ} = 5.0$

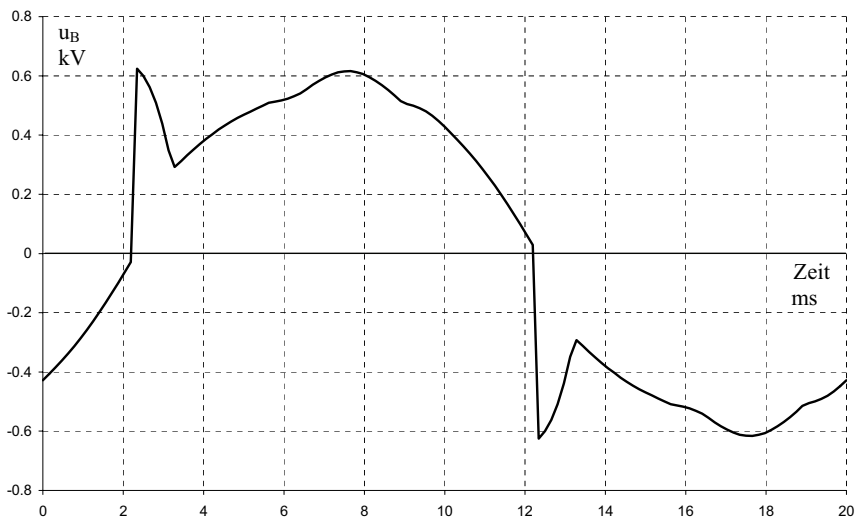


Bild 2.26 c): Lichtbogenspannung bei Resonanz mit einer Frequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}} = 5.0$

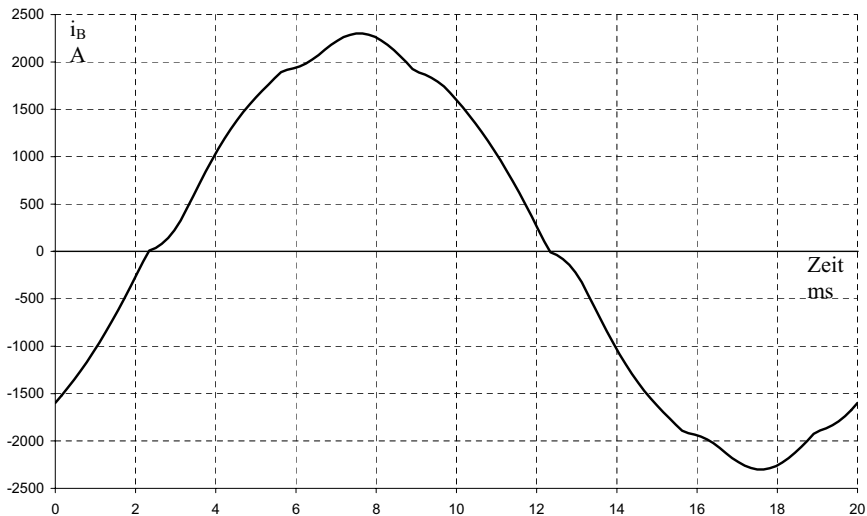


Bild 2.26 d): Lichtbogenstrom bei Resonanz mit einer Frequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}} = 5.0$



Die Kurven der Momentanwerte der Lichtbogen­spannung (Bild 2.26 c)) und des Lichtbogen­stromes (Bild 2.22 d)) sind auch weniger verzerrt als im Fall des Resonanz­zustandes mit der Frequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}} = 5.0$ . Die Emission der mitschwingenden 5. Harmonischen des Lichtbogen­stromes im Schwingungskreis ist stark gedämpft. Der Betrag der 5. Lichtbogen­strom­harmonischen ist gleich 0.4 % bei einem THD-Wert des Lichtbogen­stromes von 3.4 %. Dies illustriert nochmals den im Bild 2.21 dargestellten Effekt der Verringerung der mitschwingenden Strom­harmonischen der Oberschwingungsquelle bei Parallelresonanz.

Es ist anzumerken, dass die in der Realität entstehenden harmonischen Strom- und Spannungsverzerrungen höchstwahrscheinlich kleiner sind, weil bei der durchgeführten Modellierung der oben beschriebenen Beispiele im Zeitbereich die real existierenden steigenden Wirkwiderstandswerte der meisten Netzelemente (Transformatoren, Kabel, Reaktoren, etc.) in der Abhängigkeit von der Frequenz nicht in Betracht gezogen wurden. Andererseits vermindern sich die Wirkwiderstände der Kondensatoren mit der Erhöhung der Frequenz. Für die präzisierte quantitative Bewertung der entstehenden Strom- und Spannungsverzerrungen bei Resonanzvorgängen ist die Nachbildung der Frequenzabhängigkeiten der Impedanzen von allen Netzelementen bei der Modellierung erforderlich. Aber bei der Simulation im Zeitbereich ist die korrekte Nachbildung der frequenzabhängigen Impedanzen der Netzelemente mit wesentlichen Schwierigkeiten verbunden. Man muss in dem Fall kompliziertere und aus mehreren Komponenten bestehende Ersatzschemen der einzelnen Netzelemente verwenden. Für die Bestimmung der Parameter der Komponenten von Ersatzschemen müssen zusätzliche mathematische Optimierungsaufgaben gelöst werden. Einige vom Autor verwendete Verfahren zur Nachbildung der Netzelemente im Zeitbereich werden im Abschnitt 3.2.4 beschrieben. Im nachfolgenden Abschnitt dieses Kapitels wird die Modellierung der Resonanzvorgänge in Elektrostahlwerken im Frequenzbereich betrachtet.

### **2.6.3.3 Besonderheiten der Modellierung der Resonanzvorgänge in Elektrostahlwerken unter Berücksichtigung der frequenzabhängigen Impedanzen der Netzelemente**

Die Darstellung der elektromagnetischen Vorgänge in Elektrostahlwerksnetzen im Frequenzbereich hat den Vorteil, dass die beliebigen Frequenzabhängigkeiten der Impedanzen von allen Netzelementen ohne großen Aufwand nachgebildet werden können. Die mathematische Modellierung der Prozesse in elektrischen Netzen mit Drehstrom-

Lichtbogenstahlschmelzöfen im Frequenzbereich wurde in [2.28 – 2.30] beschrieben. Untersuchungen der Resonanzzustände in Elektrostahlwerksnetzen wurden jedoch noch nicht unternommen. Vom Autor der vorliegenden Arbeit wurde für die in St. Petersburg entwickelte Software GAMMA [2.53] ein Programmmodul entwickelt, mit dem die Nachbildung der Drehstrom-Lichtbogenöfen nach deren Strom-Spannungskennlinien möglich ist.

Das Programmsystem GAMMA wurde für die Modellierung der Betriebsverhältnisse in elektrischen Netzen mit nichtlinearen und unsymmetrischen Belastungen entwickelt. Die Modellierung der frequenzabhängigen Impedanzen der Netzelemente erfolgt nach den entsprechenden Formeln, die den bekannten Untersuchungen [2.7, 2.57, 2.58] bzw. den eigenen Forschungen der Entwickler [2.59 - 2.61] entnommen wurden. In der verwendeten Version des Programmsystems ist die Berücksichtigung der frequenzabhängigen Impedanzen der Transformatoren, Reaktoren, Kondensatoren, Asynchron- und Synchronmotoren, Kabel- und Freileitungen möglich. Eingangparameter sind die Katalogdateien der Elektroausrüstung. Beispielsweise können die Frequenzabhängigkeiten der Resistenzen im Programmsystem wie folgt nachgebildet werden:

- Transformatoren (in der Abhängigkeit von der Reihenspannung):

$$\begin{aligned}
 R_h &= R_1 \cdot (0.8 + 0.2 \cdot h^{1.2}) \\
 R_h &= R_1 \cdot (0.8 + 0.2 \cdot h^{1.5}) \\
 R_h &= R_1 \cdot (0.9 + 0.1 \cdot h^{1.2})
 \end{aligned}
 \tag{2.18}$$

- Kabel- und Freileitungen

$$R_h = R_1 \cdot \sqrt{h}
 \tag{2.19}$$

- Kondensatoren

$$R_h = \frac{R_1}{h}
 \tag{2.20}$$

mit  $R_h$  - ohmscher Widerstand für die Frequenz  $h$

$R_1$  - ohmscher Widerstand für die Grundfrequenz

Mit der Software lassen sich auch Strom- und Spannungsquellen nachbilden sowie die Impedanz-Frequenz-Charakteristiken des Netzes an ausgewählten Knotenpunkten berechnen. Mit den vorhandenen mathematischen Modellen der nichtlinearen unsymmetrischen Belastungen wie Stromrichter (symmetrisch und unsymmetrisch betriebene) und Magnetkerne von Transformatoren sowie dem vom Autor entwickelten Lichtbogenmodell lassen sich die quasistationären elektromagnetischen Vorgänge in Netzen mit den typischen Belastungen vollständig untersuchen.

Der entwickelte Algorithmus zur Nachbildung des Lichtbogens besteht aus folgenden Schritten:

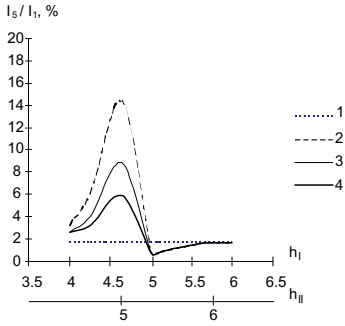
1. Im Berechnungsschema werden die Knotenpunkte hervorgehoben, an denen die nichtlinearen Belastungen (in diesem Fall – Drehstrom-Lichtbogenöfen) angeschlossen sind. Die entsprechenden Strom-Spannungskennlinien der Lichtbögen  $u_B(i_B)$  sowie die Anfangswerte der komplexen Spektralkomponenten der Lichtbogenspannung  $\underline{U}_{Bh}^{(0)}$  für jede Harmonische  $h$  werden vorgegeben.
2. Die Strom-Spannungsverhältnisse im elektrischen Netz werden separat für jede Harmonische  $h$  berechnet. Nach der Berechnung werden die komplexen Lichtbogenstromharmonischen  $\underline{I}_{Bh}^{(0)}$  bestimmt.
3. Entsprechend der vorgegebenen Strom-Spannungskennlinie  $u_B(i_B)$  werden die neuen Werte der Lichtbogenspannungsharmonischen  $\underline{U}_{Bh}^{(1)}$  berechnet. (Nach der Fourier-Rücktransformation werden zuerst die Zeitverläufe  $i_B$  synthetisiert, dann nach der Abhängigkeit  $u_B(i_B)$  werden die neuen Lichtbogenspannungsmomentanwerte  $u_B$  bestimmt. Aus der weiteren Fourier-Analyse ergeben sich dann die Werte  $\underline{U}_{Bh}^{(1)}$  )
4. Beim Vergleich der Werte  $\underline{U}_{Bh}^{(1)}$  ) und  $\underline{U}_{Bh}^{(0)}$  werden die Abweichungen berechnet, die erforderliche Korrektur wird durchgeführt (falls die Abweichungen außerhalb des zulässigen Bereiches liegen), die weiteren Berechnungen wiederholen sich ab dem Punkt 2 des dargestellten Algorithmus.

5. Wenn der Unterschied zwischen  $\underline{U}_{B_h}^{(1)}$  und  $\underline{U}_{B_h}^{(0)}$  die vorgegebenen Grenzwerte nicht überschreitet, sind die gewonnenen Werte  $\underline{U}_{B_h}^{(1)}$  die Lösungen.

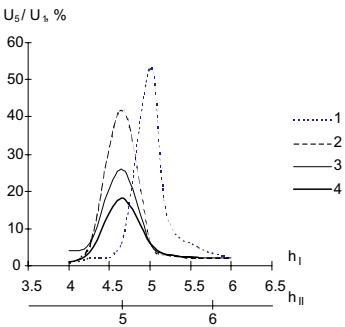
Es ist anzumerken, dass es nicht erforderlich ist, bei der Nachbildung symmetrischer Strom-Spannungskennlinien der Lichtbögen in jedem Ofenzweig die Simulation im dreiphasigen Modell durchzuführen. Die Software GAMMA beinhaltet ein Modell des äquivalenten Transformators mit einem Phasendrehglied. Dieses Modell lässt es zu, die Oberschwingungsbetriebsverhältnisse bei vorgegebener Schaltgruppe des dreiphasigen Transformators in dem einphasigen Ersatzschaltbild des elektrischen Netzes korrekt nachzubilden.

Mit Hilfe der Software GAMMA wurden die Untersuchungen der Resonanzerscheinungen in den Elektrostahlwerksnetzen durchgeführt. Das Ziel der Untersuchungen war, den Einfluss der frequenzabhängigen ohmschen Widerstände der Netzelemente auf die Resonanzverstärkungen der einzelnen Harmonischen zu beurteilen sowie die Methodik der Darstellung der Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen bei der Analyse der Oberschwingungsbetriebsverhältnisse zu überprüfen.

Das Bild 2.27 präsentiert die Gegenüberstellung der Strom- und Spannungsverzerrungen bei der Modellierung des Resonanzzustandes mit der mitschwingenden 5. Harmonischen im Elektrostahlwerksnetzusterschema nach dem Bild 2.10 a) mit Hilfe der GAMMA-Software unter der Annahme der verschiedenen Ofenmodelle. Die Kurve 1 entspricht der Darstellung des Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofens als eine Stromquelle nach Bild 2.10 b), die Kurve 2 entspricht dem Ofenmodell als eine Spannungsquelle nach Bild 2.10 c), die Kurve 3 entspricht dem Ofenmodell mit der Nachbildung der linearisierten Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens (ohne Hysterese-Schleife) nach dem Verfahren vom Bild 2.17 a), die Kurve 4 entspricht den Simulationsergebnissen bei der Nachbildung der Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens und der Berücksichtigung der entstehenden Änderungen der Resistanzwerte der Netzelemente mit der Frequenzerhöhung. Zwei horizontale Achsen der Diagramme präsentieren die Veränderungen der Abstimmfrequenz der beiden Resonanzkreise bei den Veränderungen der Kapazitäten der Kondensatorbatterien:  $h_I$  entspricht der Abstimmfrequenz des Parallelresonanzkreises nach Bild 2.10 b) (Netz – Kondensatorbatterie) mit  $h_I = h_{Rez}^{StQ}$ ,  $h_{II}$  entspricht der Abstimmfrequenz des Resonanzkreises nach



a)



b)

Bild 2.27: Resonanzveränderung der Strom- und Spannungsbeträge

Bild 2.10 c) (Netz – Ofenkreis – Kondensatorbatterie)  $h_{II} = h_{Rez}^{SpQ}$ . Die Änderungen der relativen Beträge der 5. Harmonischen des Lichtbogenstromes und der Spannung im Netzanschlussknotenpunkt des Drehstrom-Lichtbogenofens sind in den Diagrammen dargestellt.

Im Bild 2.27 ist die Ähnlichkeit der Oberschwingungsstrom- und Spannungsänderungen für die Ofenmodelle 2 – 4 deutlich zu sehen. Die Vergrößerung der vom Ofen ins Netz injizierten 5. Stromharmonischen bei der Verringerung der Eingangsimpedanz des Resonanzkreises bei der Frequenz  $h_{II} = h_{Rez}^{SpQ} = 5.0$  sowie die Verringerung der 5. Stromharmonischen bei der Vergrößerung der Eingangsimpedanz des Resonanzkreises bei der Frequenz  $h_I = h_{Rez}^{StQ} = 5.0$  sind gut erkennbar. Es ist auch ersichtlich, dass die nach der Simulation mit der detaillierten Darstellung des Drehstrom-Lichtbogenofens berechneten Kennwerte der Strom- und Spannungsverzerrungen (Kurven 3 und 4) kleiner als die aus der Simulation nach den vereinfachten Ofenmodellen

(Kurven 1 und 2) gewonnenen Werte sind. Dies bestätigt die Zweckmäßigkeit der Durchführung der mathematischen Modellierung der Betriebsvorgänge in Elektrostahlwerksnetzen zur Bewertung der zu erwartenden harmonischen Verzerrungen und zur Beurteilung der Betriebsbedingungen der vorhandenen Elektroausrüstung.

Der Vergleich der Kennwerte der Strom- und Spannungsverzerrungen, die ohne und mit der Nachbildung der Frequenzabhängigkeiten der ohmschen Widerstände im Ersatzschema berechnet wurden (Kurven 3 und 4), zeigt, dass die Berücksichtigung der genannten Abhängigkeiten bei der Modellierung zur weiteren wesentlichen Verringerung der harmonischen Verzerrungen führt. Im dargestellten Fall beträgt die relative Verminderung der entsprechenden Kennwerte der mitschwingenden 5. Harmonischen ca. 30%.

Das ist aber nicht immer so. Betrachtet wird ein weiteres Beispiel, in dem der Resonanzzustand mit der Resonanzfrequenz  $f_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}} = 7.0$  mit der Hilfe der GAMMA-Software nachgebildet wurde.

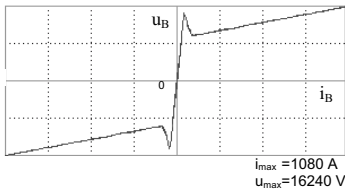


Bild 2.28: Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens

Das Bild 2.28 stellt die entsprechende Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens (auf die Netzspannungsebene 35 kV umgerechnet) für den Arbeitspunkt  $P_{\text{LBO}} = 32.5 \text{ MW}$ ,  $Q_{\text{LBO}} = 30 \text{ Mvar}$  des Ofenbetriebes dar.

Die Bilder 2.29 a), b) präsentieren die Momentanwerte der äquivalenten Leiter-Sternpunkt-Spannung am Anschlusspunkt des Lichtbogenofens und des Kondensatorstromes, die ohne die Berücksichtigung der Frequenzabhängigkeiten der Resistenzen der Netzelementen simu-

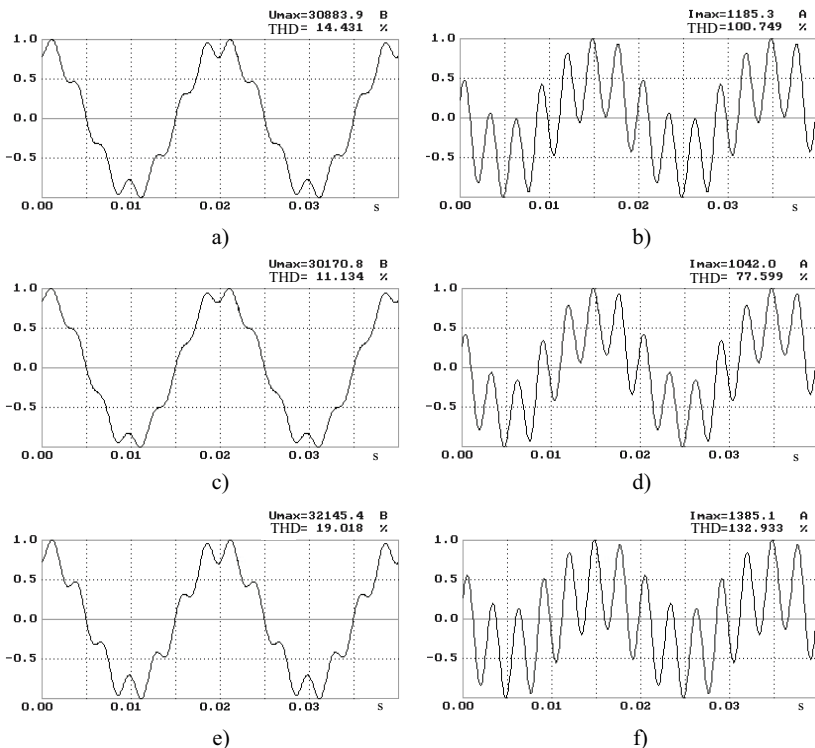


Bild 2.29: Knotenpunktspannungs- und Kondensatorstromverzerrungen beim Resonanzzustand mit der Frequenz  $f_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}} = 7.0$

liert wurden. Es wurde  $R_h = R_1 = \text{const}$  für alle Netzelemente bei allen Frequenzen  $h$  angenommen. Es ist zu sehen, dass die Kondensatorstromverzerrung den zulässigen Grenzwert 83 % mit einem THD = 100.8 % deutlich überschreitet. Der entsprechende Betrag der 7. Harmonischen im Kondensatorstrom ist 100.4 %. Die Spannungsverzerrung am Knotenpunkt (THD = 14.4 %,  $U_7 / U_1 = 14.35$  %) liegt auch außerhalb des nach der Norm empfohlenen Wertes THD = 10%.

Die mit der vereinfachten Nachbildung der Resistanzerhöhung bei allen induktiven Netzelementen ( $R_h = R_1 \cdot \sqrt{h}$ ) und der Annahme eines konstanten Wertes des ohmschen Widerstandes bei dem Kondensator ( $R_h = R_1 = \text{const}$ ) gewonnenen Simulationsergebnisse liefern kleineren Kennwerte der Strom- und Spannungsverzerrungen. Die Bilder 2.29 c) und d) präsentieren das. Es ist zu sehen, dass die Kondensatorstromverzerrung auf einen THD-Wert von 77.6 % sank. Der entsprechende Betrag der 7. Harmonischen im Kondensatorstrom ist 77.2 %. Der THD-Wert der Spannung ist gleich 11.1 %, der Betrag der 7. Spannungsharmonischen ist gleich 11.0 %.

Die weitere Nachbildung der Frequenzabhängigkeit des ohmschen Anteiles der Kondensatorimpedanz entsprechend  $R_h = \frac{R_1}{h}$  (unter der Annahme  $\text{tg}\delta_h = \text{tg}\delta_1 = \text{const}$ ) verursacht aber eine Vergrößerung der simulierten Strom- und Spannungsverzerrungen im Ersatzschema. Die Bilder 2.29 e) und f) illustrieren das. Der THD der Knotenpunktspannung erreichte den Wert 19 % bei einem Betrag der mitschwingenden 7. Harmonischen von 18.9 %. Der THD des Kondensatorstromes erhöhte sich auf einen Wert von 132.9 % bei einem Betrag der 7. Harmonischen gleich 132.7 %. Damit sind die bei der Nachbildung der Frequenzabhängigkeiten der Resistenzen der Netzelemente gewonnenen Kennwerte der Strom- und Spannungsverzerrungen größer als die im Resonanzzustand ohne Modellierung der Resistanzveränderungen berechneten Kennwerte geworden.

Unter der Annahme der anderen Frequenzabhängigkeiten für die Resistanzerhöhung bei induktiven Netzelementen, wie z. B. die Frequenzabhängigkeiten für die Transformatoren nach (2.18), die durch die steilere Neigung der Kennlinie charakterisiert sind, erscheint der beschriebene Effekt bei den vorgegebenen Netzparametern auf höhere Frequenzen (11., 13. Harmonische, etc.).

Es ist anzumerken, dass sich die Induktanzen der Netzelemente auch mit der Erhöhung der Frequenzen ändern können. Hinweise dazu gibt es in [2.7, 2.57]. Das kann die Verschiebung der Resonanzfrequenz im analysierenden Netzschema hervorrufen.

Dies bestätigt nochmals, dass die Berücksichtigung der realen Frequenzabhängigkeiten der Netzelemente bei der Analyse der Betriebsverhältnisse in den Elektrostahlwerksnetzen, insbesondere bei der Betrachtung der Resonanzerscheinungen, von großer Bedeutung ist.

#### **2.6.3.4 Technisches Verfahren zur Beurteilung der Strom- und Spannungsverzerrung bei der Variation der Leistung einer Blindleistungskompensationsanlage**

In den vorangehenden Abschnitten der vorliegenden Arbeit wurde gezeigt, dass die Hypothese einer Darstellung des Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofens als eine Oberschwingungsstromquelle mit unendlich großer inneren Impedanz zur Analyse der harmonischen Strom – und Spannungsverzerrungen in Elektrostahlwerksnetzen nicht geeignet ist. Es wurde auch gezeigt, dass die Darstellung des Ofens als eine Oberschwingungsspannungsquelle nach der Impedanz des gesamten Ofenkreises zur Bewertung der Resonanzzustände am besten anwendbar ist. Auf der Grundlage der durchgeführten Untersuchungen wurde die folgende Ingenieurmethodik zur Beurteilung der Strom- und Spannungsverzerrungen in Elektrostahlwerksnetzen ausgearbeitet.

Entsprechend der gewonnenen Simulationsergebnisse wurde festgestellt, dass die einzelnen Komponenten des Lichtbogen Spannungsspektrums im resonanzfreien Zustand nach der vereinfachten Formel bestimmt werden können:

$$U_{Bh} = I_{Bh} \cdot \left| Z_{OKh} + Z_{Nh} \right| \quad (2.21)$$

Diese Formel gilt natürlich nicht für die Lichtbogen spannungsüberschwingungen des Nullsystems, weil sie im Lichtbogenstromspektrum nicht vorhanden sind, obwohl sie im Lichtbogen spannungsspektrum existieren. Aber zur Beurteilung der Elektroenergiequalität im Netz sowie der Betriebsbedingungen der Elektroausrüstung ist es auch nicht nötig.

Im Resonanzzustand verkleinert sich die mitschwingende Harmonische der Lichtbogen spannung bei zeitgleicher Erhöhung der entsprechenden Lichtbogenstromkomponente. Wie es im Bild 2.27 dargestellt wurde, liefern die Berechnungen der Resonanzverzerrungen unter der Annahme der unveränderlichen Werte der Lichtbogen spannungsharmonischen (Kurve 2, Bild 2.27) höhere Kennwerte als die Berechnungen mit den detaillierten Lichtbogenmodellen (Kurven 3 und 4, Bild 2.29). Der damit entstehende Unterschied zwischen den Werten kann



als eine zusätzliche technische Reserve bei der Bewertung der Strom- und Spannungsverzerrungen betrachtet werden.

Ausgehend von den beschriebenen Vorstellungen können die durch den Drehstrom-Lichtbogenofenbetrieb entstehenden Strom- und Spannungsverzerrungen näherungsweise mit Hilfe des Ersatzschaltschemas vom Bild 2.10 c) beurteilt werden. Die Verwendung eines solchen Schemas lässt zu, die Frequenzabhängigkeiten der Impedanzen der Netzelemente vollständig zu berücksichtigen.

Das Bild 2.30 präsentiert die Ergebnisse, die mit Hilfe der GAMMA-Software für das elektrische Netz der Gießerei des Kraftfahrzeugwerkes KAMAZ (Russland) [2.19] bei der vereinfachten Darstellung des Drehstrom-Lichtbogenofens als eine Lichtbogenspannungsquelle mit einem konstanten Lichtbogenspannungsspektrum berechnet wurden. Das zu untersuchende Netz entspricht dem Musterschema vom Bild 2.10. Die Kurzschlussleistung im 110-kV-Hochspannungsnetz beträgt 3549 MVA. Die Länge der 110-kV-Freileitung zum Abspanntransformator ist 3.8 km. Die Netzennspannung des Anschlussknotenpunktes des Drehstrom-Lichtbogenofens ist 35 kV. Die Nennleistung des Netzabspanntransformators ist 125 MVA. An der Sammelschiene können bis zu drei 40-MVA-Drehstrom-Lichtbogenöfen angeschlossen sein. Das Bild 2.30 stellt die Berechnungsergebnisse für den Fall des Parallelbetriebes eines Ofens und einer Kondensatorenbatterie dar.

Bei der Durchführung der Berechnungen wurde angenommen, dass alle Harmonischen im Lichtbogenstromspektrum als Maximalwerte (s. Tab. 2.1) zeitgleich vorhanden sind. Das angenommene Lichtbogenstromspektrum und die umgerechneten Werte des Lichtbogenspannungsspektrums stellt die Tabelle 2.2 dar:

h	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
$I_{Bh} / I_{B1}, \%$	8	9	4	4.5	1.5	2.0	0.9	0.8	0.5	0.8
$U_{Bh} / U_{B1}, \%$	8.2	13.9	8.2	11.6	4.6	7.2	3.7	4.6	2.6	4.5

Tabelle 2.2: Lichtbogenstrom- und Lichtbogenspannungsspektrum

Es ist im Bild 2.30 zu sehen, dass die Spannungsverzerrungen am Knotenpunkt nur im Resonanzzustand mit der Frequenz  $h_{Rez}^{SpQ} = 5.0$  die zulässigen Grenzwerte  $THD = 10 \%$  überschreiten. Die Kondensatorstromverzerrungen befinden sich aber in allen Fällen innerhalb des zulässigen Bereiches. Das bedeutet, dass bei der Wahl der installierten bzw. ans Netz ange-

geschlossenen Kondensatorenleistung aus dem Wertebereich, in dem die Spannungsverzerrungen sich innerhalb der zulässigen Grenzen liegen, ein störfreier Dauerkondensatorbetrieb parallel mit dem Drehstrom-Lichtbogenofenbetrieb möglich ist.

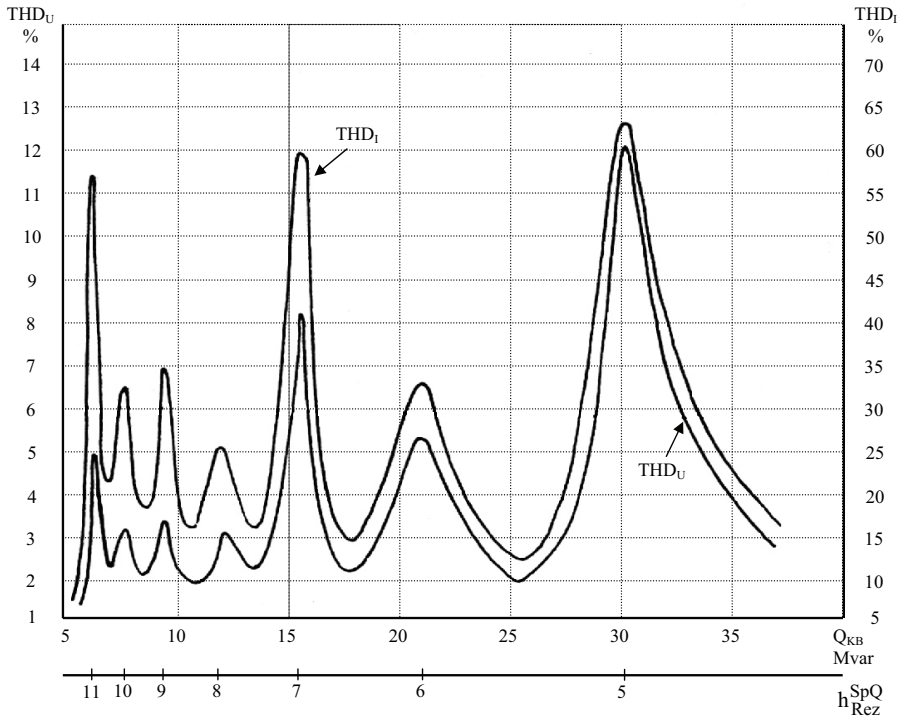


Bild 2.30: Abhängigkeiten der THD-Werte der Knotenpunktspannung und des Kondensatorstromes von den Leistungen der an das Netz angeschlossenen Kondensatorbatterien

Es ist anzumerken, dass die Kurven im Bild 2.30 unter Berücksichtigung der Frequenzabhängigkeiten der Netzelemente bekommen wurden. Die Simulationsberechnungen mit dreiphasigen mathematischen Modellen ohne Nachbildung der Resistanzänderungen bei Änderung der Frequenz haben höhere Kennwerte geliefert [2.20]. Bei vom Autor der vorliegenden Arbeit in diesem Elektrostahlwerk durchgeführten experimentellen Messungen wurden jedoch keine unzulässigen Strom- und Spannungsverzerrungen festgestellt [2.62].

Die weiteren Überlegungen zur korrekten Parameterwahl der Kondensatorbatterie als Blindleistungskompensationsanlage werden im Kapitel 6 vorgestellt.

Für die analytische Einschätzung der Strom- und Spannungsverzerrungen im Resonanzzustand für das Ersatzschema vom Bild 2.10 c) wurden die folgenden vereinfachten Formeln vom Autor der vorliegenden Arbeit ermittelt:

Knotenpunktspannung der Harmonischen h im Resonanzzustand:

$$U_h^{\text{Rez}} \cong U_{h0} \cdot \frac{X_{OKh}}{X_{Nh}} \cdot q_h^{\text{Rez}} \quad (2.22)$$

mit  $U_{h0}$  - Knotenpunktspannung der Harmonischen h im resonanzfreien Zustand (ohne ans Netz angeschlossener Kondensatorbatterie):

$$U_{h0} \cong \frac{U_{Bh} \cdot X_{Nh}}{X_{OKh} + X_{Nh}}, \quad (2.23)$$

$q_h^{\text{Rez}}$  - Güte des Resonanzkreises für die Frequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}}$ :

$$q_h^{\text{Rez}} \cong \frac{X_{OKh} + X_{Nh}}{R_{\Delta qh}^{\text{SpQ}}}, \quad (2.24)$$

$R_{\Delta qh}^{\text{SpQ}}$  - Äquivalente Resistanz des Resonanzkreises für die Frequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}}$ :

$$R_{\Delta qh}^{\text{SpQ}} = R_{OKh} + \left( \frac{X_{OKh}}{X_{Kh}} \right)^2 \cdot R_{Kh} + \left( \frac{X_{OKh}}{X_{Nh}} \right)^2 \cdot R_{Nh}. \quad (2.25)$$

Betrag der Kondensatorstromharmonischen im Resonanzzustand (auf den Kondensatorstromnennwert  $I_K^{\text{Nenn}}$  bezogen) mit der  $U_K^{\text{Nenn}}$  - Kondensatornennspannung (Leiter-Sternpunkt):

$$\frac{I_{Kh}^{\text{Rez}}}{I_K^{\text{Nenn}}} \cong \frac{U_{h0}}{U_K^{\text{Nenn}}} \cdot \frac{X_{OKh}}{X_{Nh}} \cdot h \cdot q_h^{\text{Rez}} \quad (2.26)$$

Ähnliche Formeln gelten für das Ersatzschema vom Bild 2.10 b):

Knotenpunktspannung der Harmonischen h im Resonanzzustand:

$$U_h^{\text{Rez}} \cong U_{h0} \cdot q_h^{\text{Rez}} \quad (2.27)$$

Knotenpunktspannung der Harmonischen h im resonanzfreien Zustand (ohne ans Netz angeschlossener Kondensatorbatterie):

$$U_{h0} = I_{Bh} \cdot X_{Nh} \quad (2.28)$$

Güte der Resonanzkreises für die Frequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}}$ :

$$q_h^{\text{Rez}} = \frac{X_{Nh}}{R_{\text{Äqh}}^{\text{StQ}}} \quad (2.29)$$

Äquivalente Resistanz des Resonanzkreises für die Frequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}}$

$$R_{\text{Äqh}}^{\text{StQ}} = R_{Nh} + R_{Kh} \quad (2.30)$$

Betrag der Kondensatorstromharmonischen im Resonanzzustand (auf den Kondensatorstromnennwert  $I_K^{\text{Nenn}}$  bezogen) mit der  $U_K^{\text{Nenn}}$  - Kondensatornennspannung (Leiter-Sternpunkt)

$$\frac{I_{Kh}^{\text{Rez}}}{I_K^{\text{Nenn}}} \cong \frac{U_{h0}}{U_K^{\text{Nenn}}} \cdot h \cdot q_h^{\text{Rez}} \quad (2.31)$$

Daraus folgt, dass die Resonanzverstärkung der mitschwingenden Harmonischen in erster Linie von der Güte des Schwingkreises abhängig ist. Die Größe der Güte beträgt normalerweise 10 ... 30 [2.20]. Die Oberschwingungsstromüberlastung der Kondensatorbatterie wächst bei der Erhöhung der Ordnungszahl der Harmonischen h. Da sich die Amplituden der Lichtbogenstromüberschwingungen mit dem Wachstum von h verringern, existieren die maximalen Resonanzüberschwingungsstromüberlastungen einer Kondensatorbatterie bei den Harmo-

nischen 5 ... 8 [2.20]. Aus den Formeln folgt auch, dass die analytische Einschätzung der Spannungsresonanzverstärkung die höheren Werte für den Fall der Parallelresonanz liefern, weil bei den Berechnungen nach der Formel (2.27 – 2.31) der relative große Wirkwiderstand des Ofenkreises  $R_{OK_h}$  nicht berücksichtigt wird.

Der Vergleich der Simulationsergebnisse mit den vereinfachten Einschätzungen nach den oben aufgeführten Formeln zeigt eine gute Übereinstimmung der gewonnenen Werte.

### **3 Einschaltresonanzen in den Elektrostahlwerksnetzen, die durch den Magnetisierungsstrom des Ofentransformators verursacht werden**

#### **3.1 Einführung in die Thematik**

Bedeutende Oberschwingungsquellen in den Elektrostahlwerksnetzen sind die Leistungstransformatoren, deren Magnetsysteme ausgeprägte nichtlineare Eigenschaften aufweisen. Der ständig durch den Transformator fließende Magnetisierungsstrom ist stark verzerrt. Obwohl die Größe des Magnetisierungsstromes unter normalen Bedingungen des Transformatordauerbetriebes relativ klein ist (0.5 ... 1.5 % des Transformatornennstromes), entsteht die wesentliche Oberschwingungsemission ins Netz durch den Transformator magnetisierungsstrom bei Abweichungen der Betriebsverhältnisse von den Projektbedingungen sowie bei Ausgleichsvorgängen.

Ein wichtiger typischer Ausgleichsvorgang, der mit einer wesentlichen harmonischen Emission ins Netz verbunden ist, ist das Einschalten des unbelasteten Transformators. Dadurch kann sich der Magnetisierungsstrom in Abhängigkeit vom Einschaltwinkel und der Restmagnetisierung des Transformatorkernelns drastisch erhöhen. Im Magnetfluss entsteht eine freie aperiodische Komponente, die zur Sättigung des Transformatorisenkerns und damit zur Stromüberlastung führen kann. Der Einschaltstromstoß kann auch in belasteten sowie kurzgeschlossenen Transformatoren auftreten, ein praktisch relevanter Fall ist auch der Spannungsanstieg nach einer Kurzschlussauslösung [2.7, 3.1].

Der Einschaltstromstoß ist maximal beim Einschalten des Transformators (oder des Transformator-komplexes – ein paar miteinander verbundene Transformatoren) im Leerlaufzustand. Beim Einschalten ist die Größe des Einschaltstromes im wesentlichen stark von der Zeitverzögerung bei der Kommutierung der einzelnen Leiter durch den Schalter sowie vom Zeitpunkt der Kommutierung abhängig. Der ungünstigste Fall ist die Kommutierung zum Zeitpunkt, wo der erzwungene Magnetisierungsfluss und der Restmagnetisierungsfluss maximal sind und sich in Gegenphase befinden. In dem Fall liegt die stärkste Sättigung des Eisenkerns vor, und der Magnetisierungsstrom ver-hundertfacht sich bzw. wird mehrfach größer als der Transformator-nennstrom. Nach dem Einschalten schwingt der Einschaltstrom langsam aus und erreicht seinen Nennwert. Die Ausschwingzeit hängt von der Resistanz der Transformatorwicklungen ab und kann für leistungsstarke Transformatoren mit kleineren Resistanzwerten bis zu einigen Sekunden dauern.

Für die Elektrostahlwerksnetze ist die Erforschung der Einschaltvorgänge von Transformatoren von großer Bedeutung. Entsprechend der modernen Stahlschmelztechnologien werden die unbelasteten Ofentransformatoren über 50 mal täglich eingeschaltet. Nach Angaben von [3.2] liegt der Bereich der möglichen Scheitelwerte des Einschaltstromes für einen modernen Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen mit einem Ofenfassungsvermögen von 100 t zwischen 0.01 und 9.9 des Amplitudenwertes des Ofentransformatornennstromes. Der entsprechende Bereich des Einschaltstromscheitelwertes des Netztransformators liegt zwischen 0.03 und 2.9 des Amplitudenwertes des Transformatornennstromes.

Der Einschaltstrom des Transformators ist nicht sinusförmig. Das Bild 3.1 präsentiert ein Beispiel einen vom Autor gemessenen Zeitverlauf des Einschaltstromes eines 63-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofentransformators im Elektrostahlwerk Brandenburg Deutschland [3.3]. Es ist zu sehen, dass sich die Ströme in den Leitern wesentlich voneinander unterscheiden. Die Stromkurven sind deutlich nichtsinusförmig. Der Strommaximalwert beträgt 4.32 kA. Der Amplitudenwert des Transformatornennstromes ist 1715 A. Damit überschreitet der Einschaltstrom den Scheitelwert des Transformatornennstromes um 2.52 mal.

Das Bild 3.2 präsentiert die Spektren des Einschaltstromes für die 1. Periode des im Bild 3.1 dargestellten Einschaltprozesses. Da die Kurven der Strommomentanwerte ähnliche Formen haben, sind die Stromspektren auch ähnlich. Deswegen stellt das Bild 3.2 die Spektren nur für einen Leiter dar. Es ist zu sehen, dass die 2. Harmonische im Stromspektrum dominant ist. Im dargestellten Beispiel beträgt die 2. Harmonische 80 % des Stromwertes der Grundfrequenz und 40 % des Nennwertes des Transformatorstromes. Die 3. Harmonische beträgt mehr als 30 % des Stromwertes der Grundfrequenz und mehr als 15% des Transformatornennstromwertes. Nach den Angaben von [2.7, 3.1] kann die 2. Harmonische des Einschaltstromes auch den Nennstromwert des Transformators erreichen.

In Elektrostahlwerksnetzen erfolgt die Blindleistungskompensation der Ofenbelastung meistens direkt in der Mittelspannungsebene an dem Netzknotenpunkt, an dem der Drehstrom-Lichtbogenofen angeschlossen ist. Die bei der Kommutierung der kapazitiven Ströme entstehenden bekannten Schwierigkeiten verhindern häufige Schaltvorgänge der Blindleistungskompensationsanlagen. Deshalb erfolgen die Einschaltungen der Ofentransformatoren oft bei in Betrieb befindlichen Filterkreisanlagen und Kondensatorenbatterien. In dem im Bild 3.1 dargestellten Beispiel erfolgte der Einschaltvorgang des Ofentransformators bei einer ans Netz angeschlossenen verdrosselten Kondensatorenbatterie.

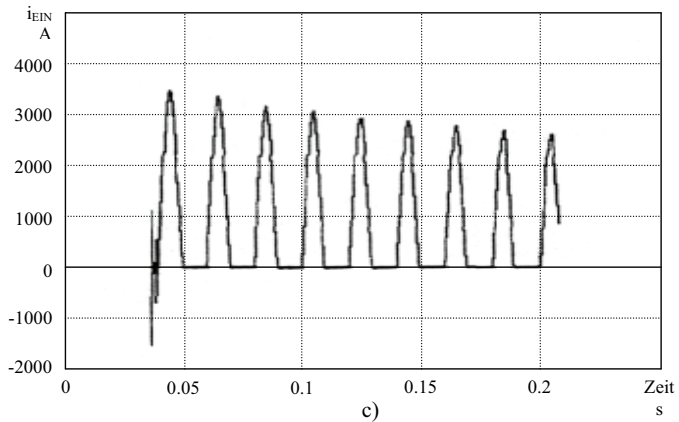
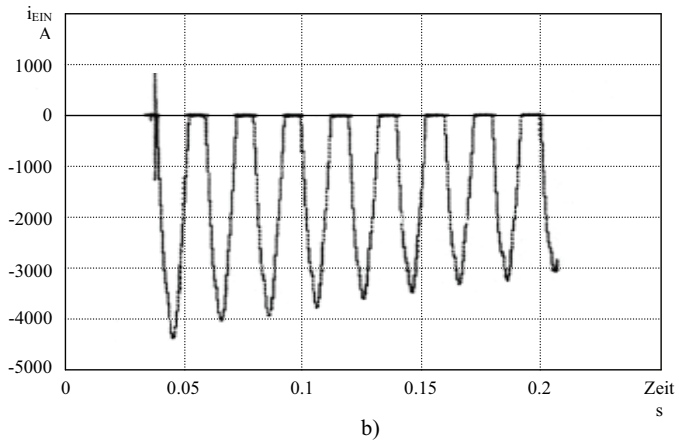
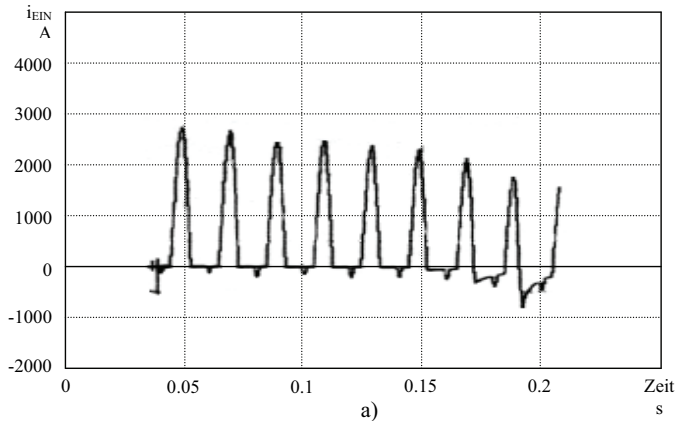


Bild 3.1: Einschaltstrom des 63-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofentransformators

a) – Leiter 1, b) – Leiter 2, c) – Leiter 3



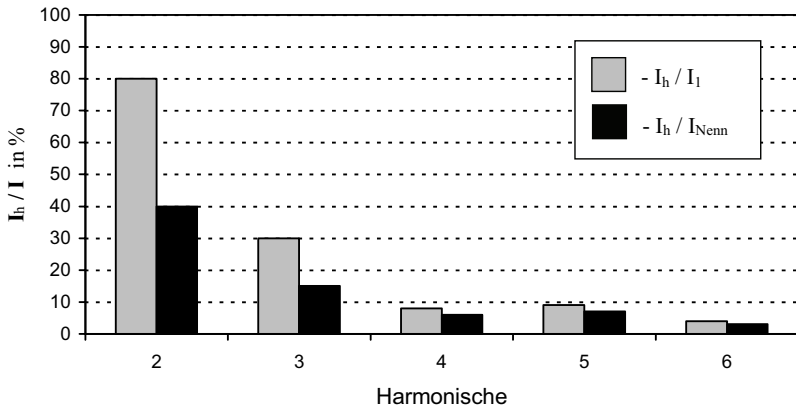


Bild 3.2: Spektrum des Einschaltstromes

Die beim Einschalten eines Transformators entstehende starke Oberschwingungsemission in ein Elektrostahlwerksnetz kann zur Resonanzüberlastung der Elektroausrüstung durch die Oberschwingungsströme führen. In schweren Fällen können die einzelnen Netzelemente beschädigt und sogar zerstört werden.

Ein bekanntes Beispiel war die Zerstörung der 20-Mvar-Saugkreisanlage der 2. Harmonischen im Elektrostahlwerk Moldawien (ehem. UdSSR) beim Einschalten des Ofentransformators des 63-MVA-Drehstrom-Lichtbogenstahlsschmelzofens. Die vom Ofentransformator beim Einschaltvorgang ins Netz emittierte 2. Stromharmonische überlastete den Filterkreis der 2. Harmonische durch die im Vergleich zur Oberschwingungsemission im quasistationären Ofen-Betriebszustand mehrfach erhöhten Stromamplitudenwerte. Dadurch wurde die Filterreaktorbemessungsspannung mehrfach überschritten und der Filterreaktor selbst beschädigt. Dies war der Anlass der Entwicklung spezieller technischer Maßnahmen zur Vermeidung der Einschaltströme von Ofentransformatoren und die Erarbeitung spezieller Einschaltsteuerungsalgorithmen [3.4].

Ein weiteres Beispiel stellt das Elektrostahlwerk Donetsk (Ukraine) dar, wo auch spezielle Maßnahmen entwickelt wurden, um die Oberwellenstromüberlastung der Netztransformatoren bei den Einschaltvorgängen der Ofentransformatoren zu minimieren [3.5].

Im nach italienischen Projekt gebauten Elektrostahlwerk Volshskij (Russland) sind ähnliche Probleme aufgetreten. Auch dort wurden spezielle technische Lösungen ausgearbeitet, um die negative Einwirkung der Transformatoreinschaltvorgänge auf die Filterkreise zu vermeiden.

Andererseits gibt es mehrere Elektrostahlwerke in der Welt, wo die Blindleistungskompensationsanlagen, sogar unverdrosselte Kondensatorenbatterien (z.B. im Elektrostahlwerk Donetsk), jahrelang parallel mit leistungsstarken Drehstrom-Lichtbogenöfen ohne Entstehung der unerwünschten Einschaltresonanzen bei Schaltvorgängen der Ofentransformatoren im Elektrostahlwerksnetz betrieben werden. Dies erfordert die Notwendigkeit der Durchführung zusätzlichen Untersuchungen bezüglich der Bedingungen der Entstehung und der Entwicklung von Einschaltresonanzen in Elektrostahlwerksnetzen zwecks Bestimmung der Möglichkeit des zuverlässigen Betriebes der Blindleistungskompensationsanlagen parallel zur Ofenbelastung. Es fehlen bis heute die begründeten Methodiken zur korrekten Wahl der Leistungen der kapazitiven Elemente der Blindleistungskompensationsanlagen, die die Entstehung und die Entwicklung der Einschaltresonanzen in Elektrostahlwerken vermeiden oder völlig ausschließen. In den vom Autor der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurden die folgenden Fragen erforscht:

- Analyse der Spektralcharakteristiken der Einschaltströme der Ofentransformatoren
- Verifikation der Zulässigkeit der Darstellung des Transformators beim Einschalten als eine ideale Oberschwingungsstrom- oder Spannungsquelle oder als eine andere physikalische Struktur
- Erarbeitung eines Verfahrens zur Bestimmung der Resonanzfrequenzen bei Einschaltvorgängen in Elektrostahlwerksnetzen
- Analyse der Maßnahmen zur Minimierung der unerwünschten Einwirkung der Einschaltstromstöße
- Bewertung der Oberschwingungsstromüberlastung von Kondensatorenbatterien als empfindlichste Elemente der Blindleistungskompensationsanlagen bei Einschaltresonanzzuständen
- Beurteilung des Wärmezustandes der Kondensatorenbatterien bei Einschaltresonanzen
- Bewertung der Zulässigkeit der bei Einschaltvorgängen entstehenden Überspannungen hinsichtlich des sicheren Betriebes der Leistungskondensatoren
- Analyse der Möglichkeit der rationellen Wahl der Kondensatorenparameter mit der Gewährleistung des zuverlässigen Betriebes der Blindleistungskompensationsanlagen bei Einschaltresonanzen
- Ausarbeitung eines praktischen Verfahrens zur komplexen Bestimmung der Parameter der Blindleistungskompensationsanlagen zur Gewährleistung der zulässigen Oberschwingungsbelastung sowohl bei Ausgleichseinschaltvorgängen als auch bei stationären Betriebszuständen von Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen

Zur Lösung der oben genannten Aufgaben wurden vom Autor die Methoden der mathematischen Modellierung verwendet. Die experimentellen Untersuchungen in Elektrostahlwerksnetzen wurden ebenfalls durchgeführt. Die gewonnenen Forschungsergebnisse wurden in [2.18 - 2.22, 2.62, 3.6, 3.7] veröffentlicht. Die Hauptresultate werden in den weiteren Abschnitten der vorliegenden Arbeit präsentiert.

## **3.2 Mathematische Modellierung von Einschaltresonanzen**

### **3.2.1 Problemkreis**

Im Bild 3.3 a) ist das vereinfachte Schema des Elektrostahlwerksnetzes dargestellt, das zur Untersuchung der Einschaltresonanzen verwendet wurde. Dieses Schema ist ähnlich dem Schema vom Bild 2.6 a), das zur Untersuchung der Resonanzerscheinungen beim stationären Drehstrom-Lichtbogenofenbetrieb verwendet wurde. Da der bei der Analyse der Einschaltresonanzen entstehende Problemkreis der Problematik der Resonanzvorgänge beim stationären Drehstrom-Lichtbogenofenbetrieb ähnlich ist, entsprechen die äquivalenten Ersatzschaltbilder zur Analyse der Einschaltresonanzen (Bild 3.3 b) und c)) den Ersatzschaltungen von den Bildern 2.6 b) und c). Die Bilder 3.3 b) und c) präsentieren die zwei alternativen Möglichkeiten der Darstellung des unbelasteten Drehstrom-Lichtbogenofentransformators beim Einschalten: als eine Oberschwingungsstromquelle mit unendlicher inneren Impedanz (Bild 3.3 b)) und als eine Oberschwingungsspannungsquelle hinter der komplexen Impedanz des Ofentransformators mit Berücksichtigung der Magneteigenschaften des Transformatorseisenkerns (Bild 3.3 c)). Die Darstellung des unbelasteten Transformators beim Einschalten als eine Stromquelle ist heutzutage in der technischen Literatur konventionell [2.7, 2.13, 3.1]. In [3.8] wurde eine solche Transformator-darstellung zur Analyse der Einschaltresonanzen mit der entsprechenden Bestimmung der Resonanzfrequenzen verwendet. Im Gegensatz dazu wurde in [3.9] die Bestimmung der Eigenfrequenz des entstehenden elektrischen Kreises beim Einschalten des Transformators unter Berücksichtigung der dynamischen Induktivität des Magnetsystems des Transformators vorgenommen. Empfehlungen zur korrekten Darstellung des Einschaltstromes des Transformators als eine Oberschwingungsquelle bei der Analyse der entstehenden harmonischen Verzerrungen und der Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen können nur auf der Grundlage umfangreicher mathematischer Modellierung gewonnen werden.

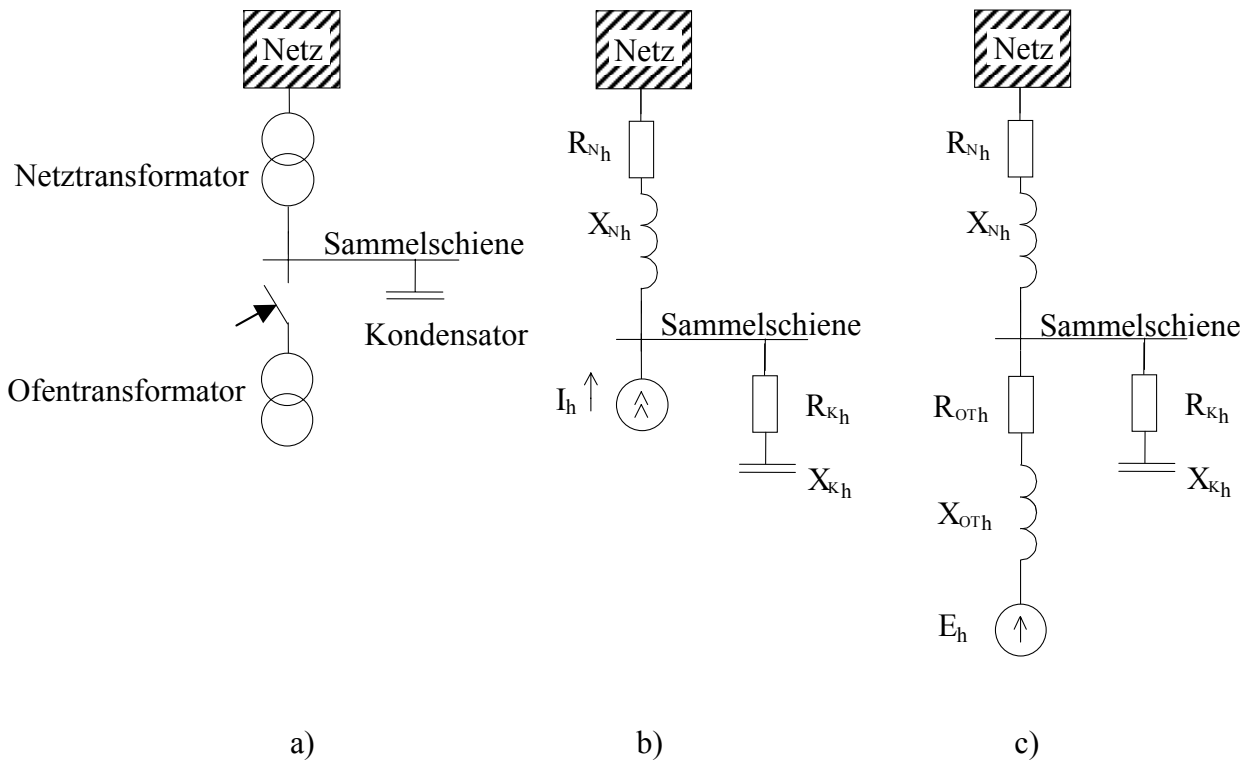


Bild 3.3: Schaltplan und Ersatzschaltbilder des Stahlwerksnetzes mit einer Kondensatorbatterie als Blindleistungskompensationsanlage zur Untersuchung von Einschaltresonanzen

### 3.2.2 Mathematische Transformatormodelle zur Simulation der Einschaltvorgänge

Wie im Bild 3.1 gezeigt wurde, ist der Einschaltstromstoß durch Unsymmetrie der Ströme in den einzelnen Leitern charakterisiert. Dies bedingt die Zweckmäßigkeit der Verwendung von dreiphasigen mathematischen Modellen zur Erforschung der Einschaltvorgänge.

Bei der mathematischen Modellierung der Einschaltresonanzen in Elektrostahlwerksnetzen ist die Nachbildung der nichtlinearen Eigenschaften des Magnetsystems des Transformators von großer Bedeutung. Das Bild 3.4 präsentiert das Ersatzschaltbild des dreiphasigen Ofentransformatormodells, das für die Simulationen der Einschaltstromstöße mit Hilfe der Software RITM [2.50] verwendet wurde. Im dargestellten Schema wurden die nichtlinearen Eigenschaften des Transformator-kerns durch die nichtlinearen dynamischen Induktivitäten  $L_{\mu}$  nachgebildet. Die Modellinduktivität  $L_{\mu 0}$  dient zur korrekten Nachbildung des Nullsystemkreises im Eisenkern. Das entsprechende Übersetzungsverhältnis  $\dot{u}_{\mu 0}$  ist gleich 1.0.  $L_T$  stellt die Transformatorstreuinduktivität dar,  $R_{T1,2}$  präsentieren die ohmschen Widerstände der Transformatorwicklungen.

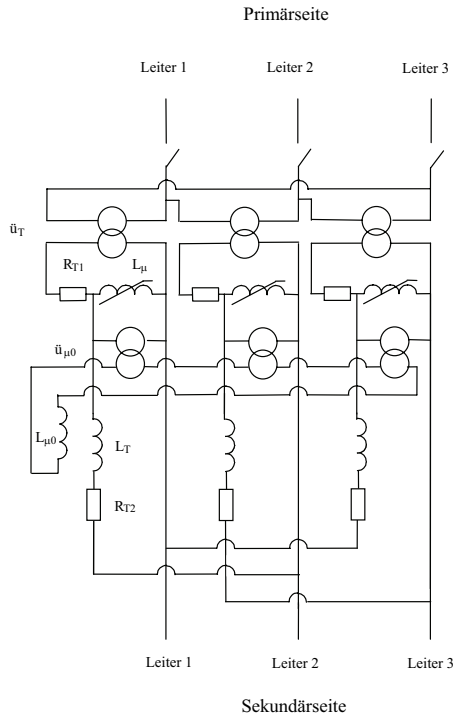


Bild 3.4: Ersatzschaltbild des Ofentransformators mit der Nachbildung der dynamischen Induktivitäten des Transformator-kerns ( $\Delta/\Delta$ -Schaltung)

Ein ähnliches Modell ist in der Software MATLAB [3.10] implementiert, jedoch ohne Nachbildung der Nullsystemimpedanz des Eisenkerns. Auch Das MATLAB-Modell wurde für die Untersuchungen der Einschaltvorgänge im Elektrostahlwerksnetz [2.21] verwendet.

Eine alternative Möglichkeit zur Darstellung der nichtlinearen Eigenschaften des Transformator-kerns ist die Modellbildung auf der Grundlage der Nachbildung des Eisenkernmagnetkreises durch die magnetischen Widerstände. Das Bild 3.5 präsentiert das Ersatzschaltschema eines vereinfachten Elektrostahlwerksnetzes mit einer Kondensatorbatterie als Blindleistungskompensationsanlage entsprechend des Schaltplanes von Bild 3.3 mit der Nachbildung der magnetischen Widerstände  $R_{\mu}$ . Die Nachbildung der Nullsystemimpedanz des Trafoeisenkerns erfolgt durch den magnetischen Widerstand  $R_{\mu 0}$ .

Solche Transformatormodelle sind in den Programmsystemen „Stromrichter“ [2.24, 3.5] und SEGEDA [2.51] vorhanden.

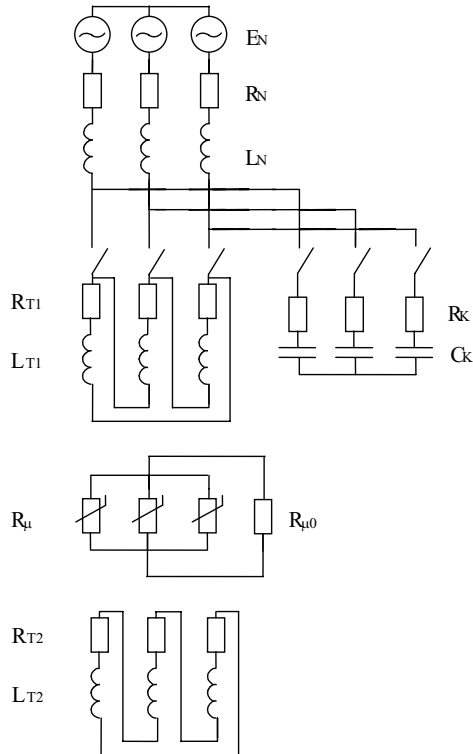
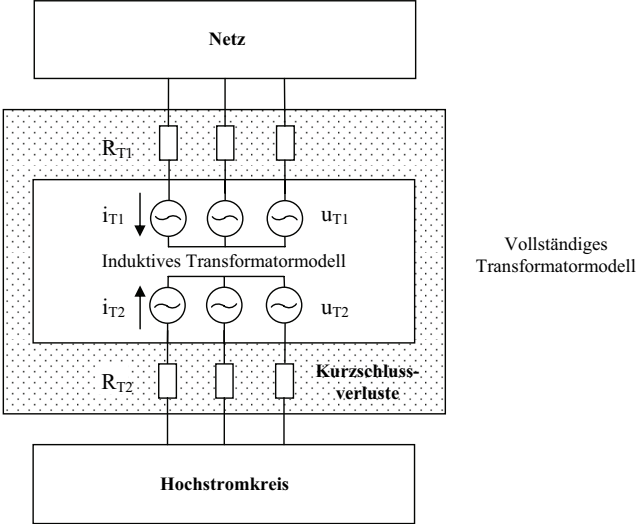


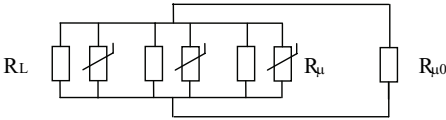
Bild 3.5: Ersatzschema eines Elektrostahlwerksnetzes mit der Nachbildung der dynamischen magnetischen Widerstände des Transformator kernels ( $\Delta/\Delta$  - Schaltung)

Die Modellierung der Einschaltresonanzen nach dem Modell von Bild 3.5 wurde vom Autor der vorliegenden Arbeit für eine Reihe von Elektrostahlwerken [2.18 - 2.21] unternommen. Die Berechnungsergebnisse wurden für die Wahl der Parameter von Blindleistungskompensationsanlagen verwendet.

An der Technischen Universität Ilmenau wurde ein weiteres dreiphasiges Modell des Transformators mit der Nachbildung der nichtlinearen Eigenschaften des Transformatorisenkerns auf Basis der Geometrie des magnetischen Kreises entwickelt [3.11] und im Programmsystem SALOMON implementiert [3.12]. Das vollständiges Transformatormodell besteht aus den zwei Teilmodellen: das Modell zur Nachbildung der Kurzschlussverluste (durch die ohmschen Widerstände der Transformatorwicklungen  $R_{T1,2}$ ) und das induktive Modell zur Nachbildung der Streugrößten und der Nichtlinearitäten des Eisenkerns (durch die magnetischen Widerstände  $R_L$ ,  $R_\mu$ ). Der magnetische Widerstand  $R_{\mu 0}$  dient zur Nachbildung der Nullflüsse. Die Verkopplung zwischen den beiden Teilmodellen erfolgt über die rein induktiven Wicklungsspannungen  $u_{T1,2}$  und die Wicklungsströme  $i_{T1,2}$ . Das Bild 3.6 präsentiert die Einbindung dieses Transformatormodells in das umgebende Elektrostahlwerksnetz (a) und die magnetische Ersatzschaltung für den Dreischenkeltransformator (b)).



a)



b)

Bild 3.6: Transformatormodell nach [3.11, 3.12] (Y/Y – Schaltung)

Mit diesem Modell wurden die Einschaltvorgänge für das Elektrostahlwerk Sovel in Griechenland simuliert [2.21].

Es ist ersichtlich im Bild 3.6, dass das dargestellte Modell dem Modell vom Bild 3.5 im wesentlichen ähnlich ist. Die Berechnungen nach beiden Modellen liefern auch ähnliche Ergebnisse.

Die Basis zur wirkungsvollen Modellierung der Einschaltvorgänge in Elektrostahlwerksnetzen ist die korrekte Nachbildung der Magnetisierungskurve des Ofentransformators. Das Bild 3.7 präsentiert die entsprechenden Magnetisierungskurven für die 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofentransformatoren, die für die Simulation der Einschaltresonanzen in Elektrostahlwerken „Izhorskij zavod“, Russland (Kurve 1) und Sovel, Griechenland (Kurve 2) verwendet wurden. Die beiden Magnetisierungskurven entsprechen den Angaben der Ofentransformator-Hersteller.

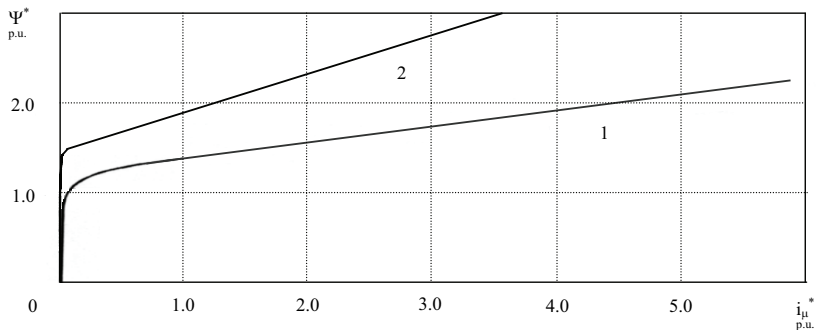


Bild 3.7: Magnetisierungskurven der 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofentransformatoren

Die Werte des Magnetisierungsstromes  $i_{\mu}^*$  und der Flussverkettung  $\Psi^*$  sind in bezogenen

Einheiten dargestellt. Hier gilt:  $i_{\mu}^* = \frac{i_{\mu}}{\hat{I}_N}$  und  $\Psi^* = \frac{\Psi}{\hat{\Psi}_N}$  mit  $\hat{I}_N$ ,  $\hat{\Psi}_N$  - Scheitelwerte des

Transformatornennstromes und der Nennflussverkettung und  $i_{\mu}$ ,  $\Psi$  - die entsprechenden Momentangrößen.

Die Magnetisierungskurve ist eine äquivalente Kurve, die die Eigenschaften des gesamten Magnetisierungsflusses im Transformator widerspiegelt, der nicht nur im Transformator-eisenkern, sondern auch in der Luft, im Transformatorbehälter, etc. existiert.



In einer Magnetisierungskurve sind die zwei typischen Teile zu erkennen. Im Gebiet der kleinen Induktionen ist die Nichtlinearität der Magnetisierungskurve stark ausgeprägt. Dies ist mit den ferromagnetischen Eigenschaften des Transformator-kerns verbunden. Im Bereich der großen Induktionen wird die Abhängigkeit  $i_{\mu}^* (\Psi^*)$  linearisiert. Dies ist mit der Sättigung des Kerns sowie mit der Vergrößerung des Einflusses der nichtmagnetischen Strecken (Luft, Isolation, etc.) für den Magnetisierungsfluss verbunden. Es gibt keine genaue analytische Formel für die Beschreibung der kompletten Abhängigkeit  $i_{\mu}^* (\Psi^*)$ , deren Bestimmung erfolgt experimentell.

Man muss bemerken, dass die Abhängigkeit der Magnetinduktion von der Magnetfeldstärke bei der Magnetisierung des Ferromagnetikums unter der sinusförmigen Spannung eine Hysterese-Schleife (Magnetisierungsschleife) bildet. Der geometrische Ort der Knickpunkte der Hysterese-Schleife bei unterschiedlichen Magnetisierungsstrommaximalwerten bildet die Magnetisierungskurve für das Ferromagnetikum.

Bei der mathematischen Modellierung wird die Magnetisierungskurve am häufigsten stückweise approximiert. In [2.50] wurde die folgende Teilung der Magnetisierungskurve für die Leistungstransformatoren empfohlen.

Im Gebiet der kleinen Magnetinduktionen ( $\Psi^* < \sqrt{2}$ ) gilt:

$$i_{\mu}^* = 0.0021 \cdot \Psi^* + 0.014 \cdot (\Psi^*)^{11} \quad (3.1)$$

Im Gebiet der großen Magnetinduktionen ( $\Psi^* \geq \sqrt{2}$ ) gilt:

$$i_{\mu}^* = 4.92 \cdot \Psi^* - 6.3 \quad (3.2)$$

Diese Gerade geht über den Punkt ( $i_{\mu}^* = 6; \Psi^* = 2.5$ ). Diese Werte wurden nach Angaben von [2.50] aus Messungen Dateien von Einschaltvorgänge von Leistungstransformatoren statistisch ermittelt.

In den Programmsystemen SEGEDA [2.51] und SALOMON [3.12] wird das Verfahren der stückweise linearen Approximation der Magnetisierungskennlinie verwendet. Im Programmsystem SEGEDA wird z. B. für jeden Teil der linearisierten Magnetisierungskurve der magnetische Widerstand  $R_{\mu}$  (s. Bild 3.5) nach der folgenden Formel bestimmt:

$$R_{\mu_k} = \frac{\Delta i_{\mu_k}}{\Delta \psi_k} \quad (3.3)$$

mit  $\Delta i_{\mu_k}$  und  $\Delta \psi_k$  - die Veränderungen des Magnetisierungsstromes und der Flussverketung über das Approximationsintervall  $k$ .

Die korrekte Nachbildung der Transformatoreisenkernverluste ist viel komplizierter. Die entsprechenden Modelle sind in [2.24, 3.5, 3.11 - 3.14] beschrieben. In [3.12], wo die ausführlichen Untersuchungen der Einschaltstromstöße durchgeführt wurden, wurde auch als eine Schlussfolgerung darauf hingewiesen, dass die Kernverluste keinen nennenswerten Beitrag zur Minderung und zur Abklingdauer des Einschaltstromstoßes leisten. Das Abklingen des Einschaltstromstoßes wird von den Wicklungs- und Leitungsverlusten bestimmt.

Den Einfluss der Berücksichtigung der Nullflüsse im Transformator illustriert das Bild 3.8. Das Bild stellt die Simulationsergebnisse des Einschaltvorganges eines 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofentransformators dar, die ohne Berücksichtigung des Nullflusses (Diagramme a), b), c)) und mit Berücksichtigung (Diagramme d), e), f)) erhalten wurden. Die Berechnungen wurden mit MATLAB- und SEGEDA-Modellen durchgeführt. Es ist zu sehen, dass sich die maximale Größe der Einschaltstromstöße (Leiter 1 und 3) sowie die Abklingdauer gering unterscheiden. Die Einwirkung des Nullflusses ist nur im Leiter 2 mit deutlich kleineren Strommomentanwerten erkennbar. Das lässt zu, die Nachbildung des Rückflusses im Transformator bei der Modellierung der Einschaltvorgänge vernachlässigen zu können.

Trotzdem wurden alle unten beschriebene Simulationsergebnisse an den vollständigen Transformatormodellen mit Berücksichtigung der Nullflüsse im Kern berechnet.

Die Einwirkung der Nachbildung der frequenzabhängigen Transformatorimpedanzen auf die Einschaltvorgänge wird im Abschnitt 3.2.4 besprochen.

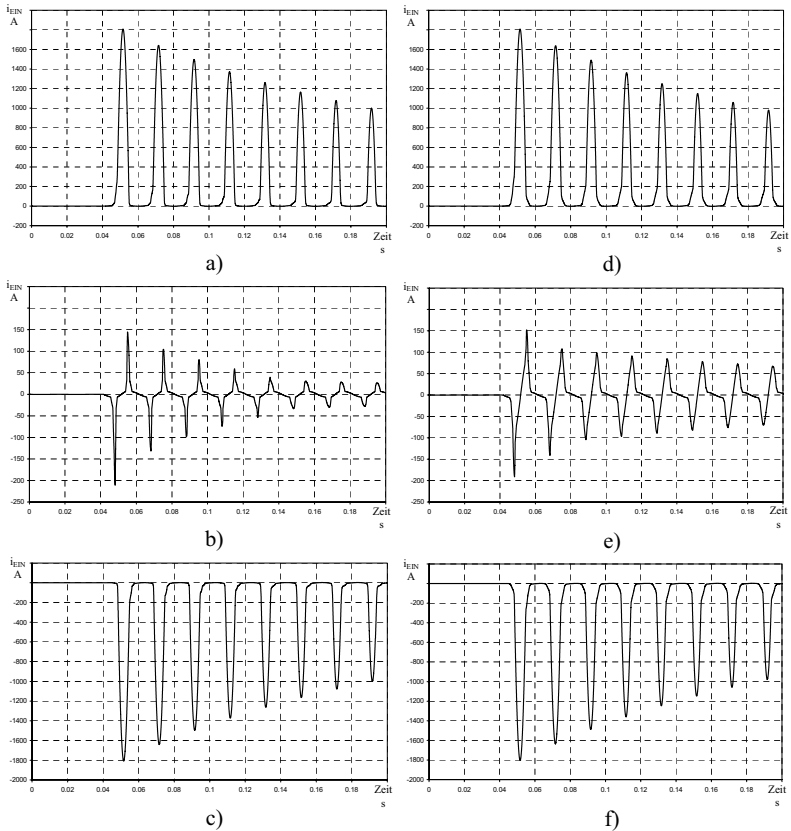


Bild 3.8: Einschaltstromstöße des 80-MVA-Drehstromlichtbogenofentransformators ohne (a), b), c)) und mit (d), e), f)) Berücksichtigung der Nullflüsse im Transformatorisenkern simuliert  
a) und d) – Strom im Leiter 1  
b) und e) – Strom im Leiter 2  
c) und f) – Strom im Leiter 3

### 3.2.3 Ergebnisse der Untersuchungen von Einschaltresonanzen in Elektrostahlwerksnetzen

An dreiphasigen mathematischen Modellen von Elektrostahlwerksnetzen wurden vom Autor der vorliegenden Arbeit umfangreiche Simulationen der Einschaltvorgänge durchgeführt. Die Berechnungen haben bestätigt, dass der Zeitpunkt des Einschaltens eine entscheidende Rolle bezüglich der Größe des Einschaltstromstoßes spielt. Der Einschaltwinkel, bei dem der

Einschaltstromstoß maximal ist, hängt von der Schaltgruppe des Ofentransformators ab. Bei der  $\Delta/\Delta$ -Schaltung erreicht der Einschaltstrom seine Maximalgröße bei der Kommutierung zum Zeitpunkt des Nulldurchganges der Leiter-Leiter-Spannung am Netzanschlussknotenpunkt. Bei der Y/Y-Schaltung ist der Einschaltstrom maximal, falls die Kommutierung zum Zeitpunkt des Nulldurchganges der Leiter-Sternpunkt-Spannung erfolgte. Das Bild 3.8 illustriert den Einschaltvorgang des Ofentransformators mit einer Y/Y-Schaltgruppe.

Bei der Einschaltung des Transformators mit zeitgleicher Kommutierung der einzelnen Phasen des Ofenschalters wurden weitere kritische Fälle festgestellt. Die nachfolgend aufgeführte Reihenfolge wurde als die ungünstigste ermittelt: Das Einschalten der zwei Leiter des Ofenschalters im Nulldurchgang der Leiter-Leiter-Spannung (bei der  $\Delta/\Delta$ -Transformatorschaltgruppe) und das Zuschalten des dritten Leiters nach elektrisch 90 Grad. Wie in [2.20] beschrieben wurde, erhöhte sich der Einschaltstrommaximalwert von der 2.3- bis zur 3.8-fachen Größe im Bezug zum Transformatornennstrom. Diese Ergebnisse stimmen auch mit den Hinweisen von [3.1] überein. Weil der zulässige Zeitabstand zwischen den Kommutierungen der einzelnen Leiter im Ofenschalter im Normalbetriebszustand sehr klein ist, ist es genügend, nur die Einschaltvorgänge bei zeitgleicher Kommutierungen aller drei Leiter des Ofenschalters im weiteren Text zu betrachten.

Die Untersuchungen haben gezeigt, dass die Spannungserhöhung am Netzanschlussknotenpunkt bei Einschaltung des Ofentransformators in den hinsichtlich der Elektroenergiequalitätseinhaltung zulässigen Grenzen keinen wesentlichen Einfluss auf die Einschaltstrommaximalwerte hat. Nach den Angaben von [2.20] betrug die Vergrößerung des Einschaltstromscheitelwertes 15 % bei einer Spannungserhöhung am Netzanschlussknotenpunkt von 10% des Netzspannungsnennwertes.

Es ist auch das relativ langsame Abklingen der Einschaltvorgänge zu beachten. In einigen untersuchten Fällen betrug die Amplitude des Einschaltstromes während der zweiten Simulationsperiode nur den Wert von ca. 96 – 98 % des Einschaltstromscheitelwertes der ersten Simulationsperiode. Aufgrund solcher Merkmale modellieren einige Autoren die Einschaltstromstöße als eine Pulsstörung mit konstanter Amplitude [3.8].

Die Bilder 3.9 – 3.10 stellen die Grafiken der Änderungen der Einschaltstromüberschwingungen und der Leiter-Leiter-Spannungsüberschwingungen am Anschlussknotenpunkt eines Drehstrom-Lichtbogenofens während des Einschaltvorganges entsprechend Bild 3.8 d) - f) dar. Das Bild 3.9 präsentiert die Harmonische des Transformatorstromes im Leiter 1 (der Zeitverlauf ist im Bild 3.8 d) dargestellt), das Bild 3.10 präsentiert die Harmonische der Leiter 1-Leiter 2- Spannung.

Es ist zu sehen, dass die Strom- und Spannungsverzerrungen durch die starke Präsenz der 2. Harmonischen charakterisiert werden. Es ist auch zu sehen, dass sich die prozentualen Anteile der verschiedenen Oberschwingungen an der gesamten Strom- sowie Spannungsverzerrung mit dem Abklingen des Einschaltstromstoßes ändern. In den Spektren sind alle dreh- und nichtdrehstromtypischen Harmonischen vorhanden. Wegen der starken Unsymmetrie der Einschaltströme bilden die Oberschwingungen Anteile des Mit- sowie Gegensystems bei der Zerlegung in die symmetrischen Komponenten.

Die Spannungsverzerrungen im dargestellten Fall (resonanzfreies Netz, schnelles Abklingen des Einschaltvorganges) existieren nur kurzzeitig und befinden sich innerhalb der normkonformen Grenzen [2.56]. In Resonanzfällen können die Spannungsverzerrungen wesentlich längere Zeit anhalten und sich auf die Elektroausrüstung negativ einwirken.

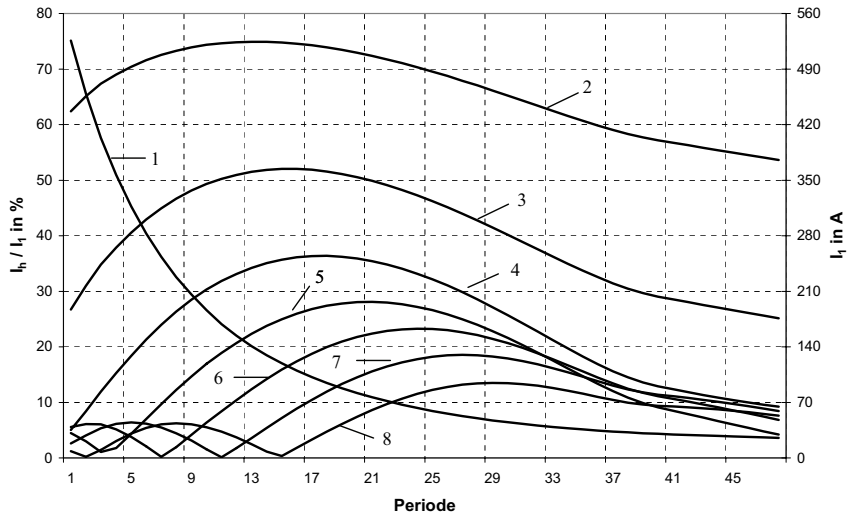
Es ist natürlich zu berücksichtigen, dass die Fourier-Analyse für die Untersuchung der schnell veränderlichen Prozessen wie Einschaltvorgänge des Transformators nur eingeschränkt verwendbar ist. Aber der Vorteil der quantitativen Bewertung der Intensität der Ausgleichsvorgänge auf Basis der harmonischen Analyse bedingt die Zweckmäßigkeit der Verwendung der Fourier-Transformation zur Beurteilung der Einschaltstromstöße in Elektrostahlwerksnetzen.

Die Untersuchungen der Resonanzzustände in Elektrostahlwerksnetzen haben bestätigt, dass die nichtlineare Induktivität des Transformatoragnetsystems eine entscheidende Rolle bei der Entstehung der Einschaltresonanz spielt. Bei der Analyse der Simulationsergebnisse wurde festgestellt, dass die Berücksichtigung der dynamischen Induktivität  $L_{\mu}$  des Transformatoragnetsystems für die korrekte Bestimmung der Resonanzfrequenz im untersuchten Schema notwendig ist. In Bezug auf das Modellschema vom Bild 3.3 bedeutet dies, dass das Ersatzschaltbild 3.3 b) (Parallelresonanzersatzschema) für die Beschreibung der Vorgänge im Elektrostahlwerksnetz nicht vollständig geeignet ist. Die Resonanzbedingung für die Harmonische  $h$  im Schema 3.3 b) ist:

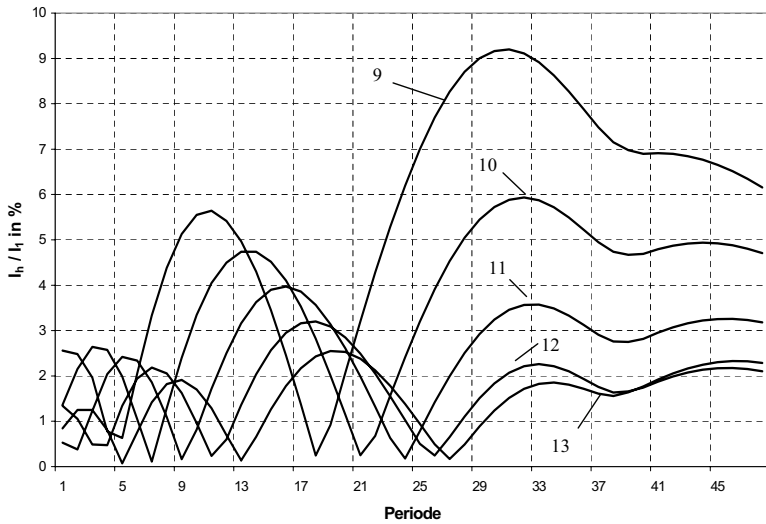
$$X_{K_h} = X_{N_h} \quad (3.4)$$

Die nach dem Ersatzschaltbild 3.3 b) berechnete entsprechende Resonanzfrequenz

$$h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}} = \sqrt{\frac{X_{K_1}}{X_{N_1}}} \quad (3.5)$$

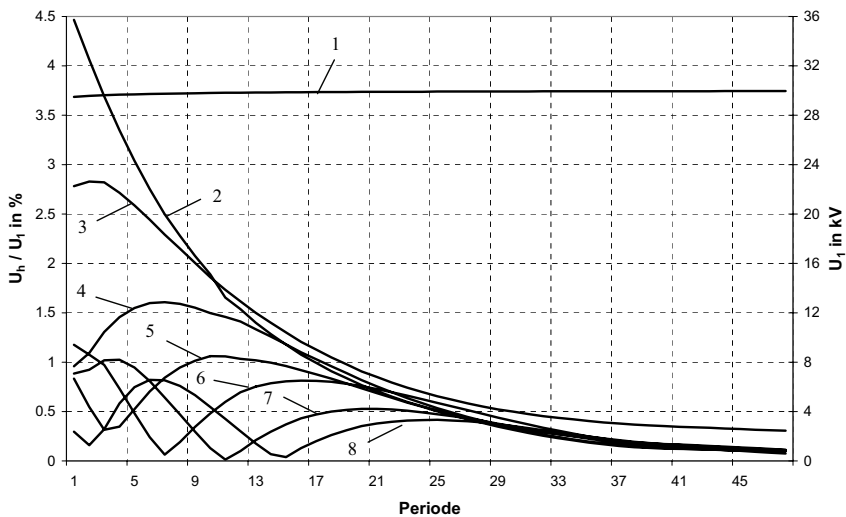


a)

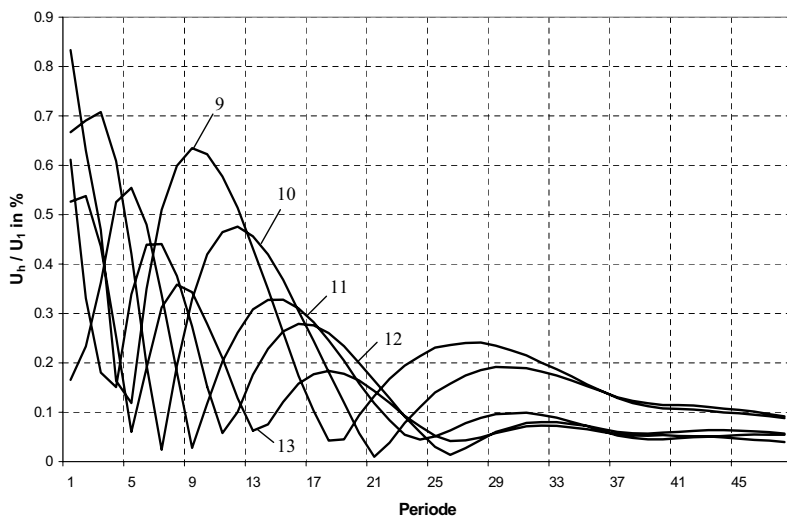


b)

Bild 3.9: Die Änderung der Stromharmonischen während des Einschaltvorganges



a)



b)

Bild 3.10: Die Änderung der Spannungsharmonischen am Netzanschlussknotenpunkt während des Einschaltvorganges

beschreibt den Zustand der Parallelresonanz im Netz unter der konventionellen Annahme  $X_{K_h} = \frac{X_{K_1}}{h}$ ,  $X_{N_h} = X_{N_1} \cdot h$  mit  $X_{K_1}$ ,  $X_{N_1}$  - Grundfrequenzreaktanzen der Kondensatorbatterie und des speisenden Netzes und unter Vernachlässigung der ohmschen Widerstände der Netzelemente.

Die Strom- und Spannungsverzerrungen sind aber viel größer und der Resonanzzustand für die Harmonische  $h$  ist viel deutlicher ausgeprägt, wenn die andere Resonanzbedingung erfüllt ist:

$$X_{K_h} = X_{N_h} \parallel X_{OT_h} = \frac{X_{N_h} \cdot X_{OT_h}}{X_{N_h} + X_{OT_h}} \quad (3.6)$$

mit der entsprechenden Resonanzfrequenz

$$h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}} = \sqrt{\frac{X_{K_1} \cdot (X_{N_1} + X_{OT_1})}{X_{N_1} \cdot X_{OT_1}}} \quad (3.7)$$

Auch hier ist  $X_{K_h} = \frac{X_{K_1}}{h}$ ,  $X_{N_h} = X_{N_1} \cdot h$  und  $X_{OT_h} = X_{OT_1} \cdot h$  mit  $X_{K_1}$ ,  $X_{N_1}$ ,  $X_{OT_1}$  - Grundfrequenzreaktanzen der Kondensatorbatterie, des speisenden Netzes und des Ofentransformatorkreises.

Dies entspricht dem Resonanzzustand für die Harmonische  $h$  im Ersatzschaltbild 3.3 c). Unter der Reaktanz des Ofentransformatorkreises  $X_{OT_1}$  versteht sich die in Reihe eingeschaltete Induktanz des Ofentransformators  $X_{T_1}$  und die dynamische Induktanz des nichtlinearen Magnetkreises im gesättigten Zustand  $X_{\mu_1} = \omega_1 \cdot L_{\mu}$  :

$$X_{OT_1} = X_{T_1} + X_{\mu_1} \quad (3.8)$$

Die Induktanzen der Kabelzuleitungen zum Transformator sowie der eventuell vorhandenen Ofendrosselspule müssen natürlich auch berücksichtigt werden.



Die dynamische Induktivität  $L_\mu$  kann nach der Magnetisierungskurve des Transformators bestimmt werden:

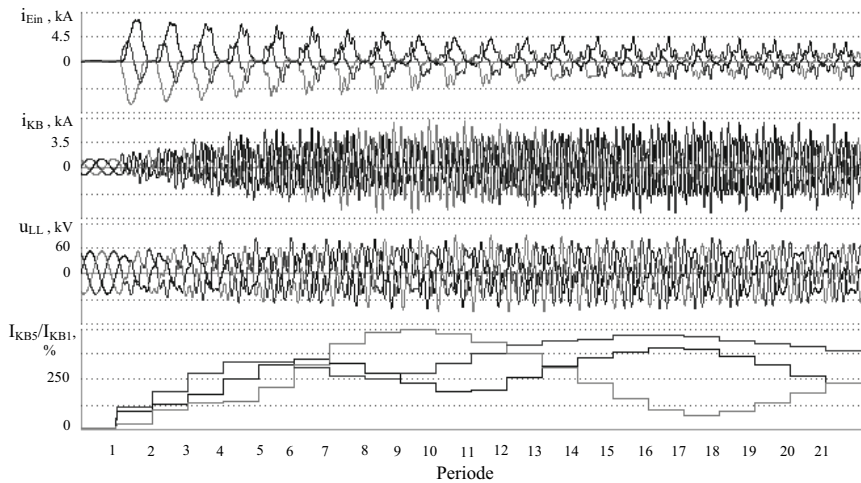
$$L_\mu = L_\mu^* \cdot \frac{U_{\text{Nenn}}}{\omega_1 \cdot \sqrt{3} \cdot I_{\text{T Nenn}}} \quad (3.9)$$

$$L_\mu^* = \frac{\Delta i_{\mu \text{ gesätt}}^*}{\Delta \psi_{\text{ gesätt}}^*} \quad (3.10)$$

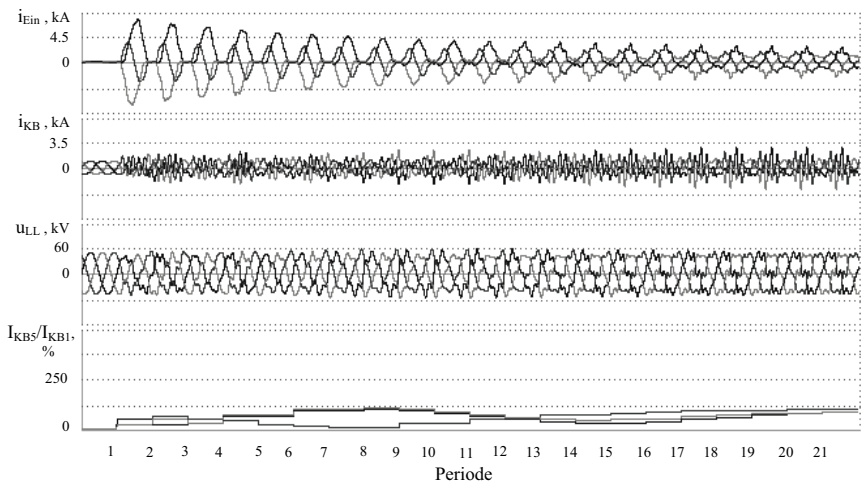
mit  $\Delta i_{\mu \text{ gesätt}}^*$  und  $\Delta \psi_{\text{ gesätt}}^*$  - Veränderungen der relativen Werte des Magnetisierungsstromes und der Flussverkettung über das Approximationsintervall für den gesättigten Zustand des Magnetkreises. Dem gesättigten Zustand des Magnetkreises entspricht der lineare Abschnitt der Magnetisierungskurve (s. Bild 3.7). Die Formel (3.9) (als Beispiel) gilt für die  $\Delta/\Delta$ -Transformatorschaltung nach dem Modell vom Bild 3.5. Hier sind  $U_{\text{Nenn}}$  - Leiter-Leiter-Transformatornennspannung und  $I_{\text{T Nenn}}$  - Transformatornennstrom,  $\omega_1$  - Kreisfrequenz der Grundschwingung.

Die Formeln (3.4)-(3.7) sind den Formeln (2.14)-(2.17) aus dem Kapitel 2 ähnlich. In beiden Fällen muss die Impedanz der Oberschwingungsstörquelle für die Bestimmung des Resonanzzustandes in Betracht gezogen werden. Die nach den Formeln (3.5) und (3.7) berechneten Resonanzfrequenzen  $h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}}$  und  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}}$  können sich in Abhängigkeit von den Parametern der Netzelementen auch stark unterscheiden.

Die Bilder 3.11 a) und b) stellen die Beispiele der Simulationen der Einschaltresonanzen im Musterschema vom Bild 3.3 bei der Wahl der Kondensatorkapazität entsprechend den Bedingungen (3.6) und (3.4) mit der Resonanzfrequenzen  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}}=5.0$  und  $h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}}=5.0$  (Parallelresonanz) dar. Es ist deutlich zu sehen, dass die Resonanzverstärkungen der Oberschwingung im Fall  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}}=5.0$  wesentlich größer als im Fall der Parallelresonanz sind. Es ist auch zu sehen, dass die harmonischen Verzerrungen den starken dynamischen Veränderungen unterworfen sind. Das ist besonders deutlich in den Grafiken den Änderungen der 5. Harmonischen des Kondensatorstromes zu sehen.



a)



b)

Bild 3.11: Einschaltresonanzen mit den Resonanzfrequenzen:

a)  $h_{Rez}^{SpQ} = 5.0$

b)  $h_{Rez}^{StQ} = 5.0$

Der Effekt der Verringerung der mitschwingenden Oberschwingung des Störstromes im Fall der Parallelresonanz ist auch bei den Einschaltresonanzen erkennbar. Das Bild 3.12 illustriert das. Es ist zu sehen, dass die 5. Harmonische des Einschaltstromes (für den Leiter 1 dargestellt) im Fall der Parallelresonanz viel kleiner geworden ist als im Fall des resonanzfreien Zustandes (Netz ohne Kondensatorbatterie als Blindleistungskompensationsanlage). Die damit hervorgerufene 5. Spannungsharmonische (für die Leiter-Leiter-Spannung gezeigt) erreicht im dargestellten Fall der Parallelresonanz nur etwa 1/6 ... 1/3 des Anteils des entsprechenden Betrages der mitschwingenden Spannungsharmonischen im Resonanzfall mit der Abstimmfrequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}}=5.0$ .

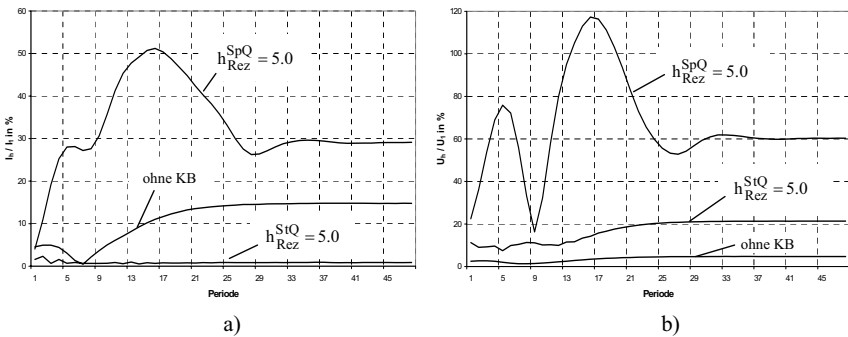


Bild 3.12: Änderungen der 5. Harmonischen des Einschaltstromes (a) und der Leiter-Leiter-Spannung am Anschlussknotenpunkt (b) bei Einschaltresonanzen

Dies bestätigt nochmals, dass die Darstellung des Einschaltstromstoßes des unbelasteten Ofentransformators als eine Oberschwingungsstromquelle mit unveränderlicher Amplitude und konstanter innerer Impedanz nach Ersatzschaltbild 3.3 b) nicht korrekt ist und für die Analyse der Einschaltresonanzvorgänge nicht geeignet ist.

### 3.2.4 Berücksichtigung der Frequenzabhängigkeiten der Netzelemente bei der Modellierung von Einschaltresonanzen in Elektrostahlwerksnetzen

Wie es schon im Kapitel 2 bemerkt wurde, haben die ohmschen Widerstände der Netzelemente Einfluss auf die Verstärkungen der mitschwingenden Harmonischen und somit auf die Strom- und Spannungsverzerrungen in elektrischen Netzen bei Resonanzzuständen.

Wegen der hohen Dynamik der Einschaltvorgänge sind die konventionellen Verfahren zur Modellierung der harmonischen Prozesse im Frequenzbereich mit der analytischen Darstellung der Frequenzabhängigkeiten der Netzelemente nur eingeschränkt geeignet. Bei der Simulation der Ausgleichsvorgänge im Zeitbereich sind die Verwendung spezieller, aus mehreren Komponenten bestehender Ersatzschaltbilder der Netzelemente erforderlich. Dabei müssen die äquivalenten Impedanzen der Ersatzschaltbilder für jede Frequenz im betrachteten Bereich den aus dem Experiment oder aus der Theorie bekannten Werten (z. B. nach den Gleichungen (2.18-2.20)) entsprechen. Das Bild 3.13 stellt einige Beispiele solcher Ersatzschaltbilder eines Transformators dar. Die weiteren Ersatzschemen werden in [2.7, 3.11, 3.15-3.17] beschrieben. In [3.17] wurde das Ersatzschema nach Bild 3.13 c) zur weiteren Verwendung empfohlen, weil dieses Ersatzschema bei der ziemlich niedrigen Zahl der Komponenten ( $k=2 \dots 3$ ) eine gute Übereinstimmung zwischen der äquivalenten Modellcharakteristik und den realen Frequenzabhängigkeiten der Transformatorimpedanzen leistet. Die geringe Zahl der Komponenten des Ersatzschemas erleichtert die Durchführung der Berechnungen mit Hilfe von Simulationssoftware.

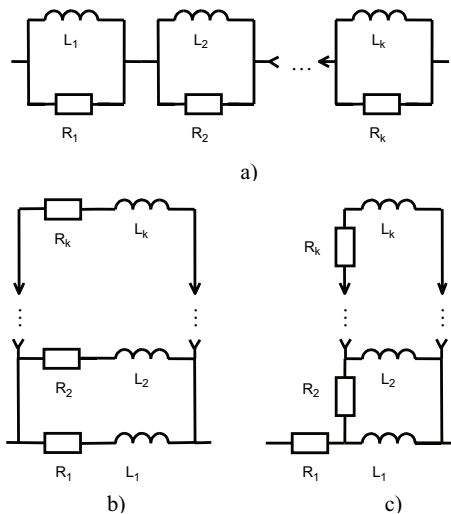


Bild 3.13: Ersatzschaltbildungen des Transformators zur Nachbildung der Frequenzabhängigkeiten

Die Ersatzschemen vom Bild 3.13 können auch für die Nachbildung der frequenzabhängigen Impedanzen von Reaktoren, Schienen- und Kabelzuleitungen verwendet werden, weil diese Netzelemente durch eine Resistanzerhöhung bei höheren Frequenzen charakterisiert werden.

Die Modellbildung der Freileitungen mit frequenzabhängigen Parametern wird in [2.7, 3.18-3.20] ausführlich beschrieben. Die Hinweise zur Nachbildung der frequenzabhängigen Parameter der Leistungskondensatoren sind in [2.55] gegeben.

Das Hauptproblem bei der Verwendung der aus mehreren Komponenten bestehenden Ersatzschaltungen der Netzelemente ist die Bestimmung der Parameter der einzelnen Komponenten der äquivalenten Ersatzschaltbildungen. Je größer das Ersatzschema ist, desto mehr Parameter müssen bestimmt werden. Das bedeutet die Suche nach der Lösung des nichtlinearen Gleichungssystems, das die Zusammenhänge zwischen den äquivalenten und den vorgegebenen (analytischen oder experimentalen) Frequenzabhängigkeiten beschreibt. Die Aufgabe der Parameteridentifizierung ist die Suche nach dem Minimum des Funktionales

$$F = \frac{1}{N} \sqrt{\sum_{i=1}^N (Z_m^2(h_i) - Z_e^2(h_i))^2} \rightarrow \min \quad (3.11)$$

- mit  $i$  – die Ordnungszahl der Harmonischen  $h_i$  zum Vergleich der entsprechenden Werte der Modell- ( $Z_m(h_i)$ ) und der experimentellen ( $Z_e(h_i)$ ) Charakteristiken der Impedanzen
- $N$  – die Gesamtzahl der ausgewählten Harmonischen  $h_i$ . Es wird die Gesamtzahl  $N \geq 20$  empfohlen.

Simultan muss auch das folgende Funktional minimiert werden:

$$\Phi = \frac{1}{N} \sqrt{\sum_{i=1}^N (\Psi_m^2(h_i) - \Psi_e^2(h_i))^2} \rightarrow \min \quad (3.12)$$

mit  $\Psi_m$  und  $\Psi_e$  - die entsprechenden Phasenwinkel der komplexen Werte  $\underline{Z}_m$ ,  $\underline{Z}_e$ .

Durch die Variation der R, L-Parameter des Ersatzschemas findet man die Minima der beiden Funktionalen. Zur besseren Approximation der Frequenzabhängigkeiten wird die Verwendung spezieller Software zur Polyoptimierung (z. B. OPTI [3.21]) empfohlen.

Das Bild 3.14 stellt ein Beispiel der nach dem oben beschriebenen Verfahren bestimmten Frequenzabhängigkeiten der 80-MVA-Transformatorimpedanzen  $X_m$ ,  $R_m$  im Vergleich zu den vorgegebenen Frequenzabhängigkeiten  $X_e$ ,  $R_e$  dar. Die Polyoptimierung nichtlinearer Systeme zwecks Parameterbestimmung der frequenzabhängigen Mehrkomponentenersatzschaltbildungen ist mit großem rechnerischem Aufwand verbunden. Vom Autor der vorliegenden Ar-

beit wurden auf der Grundlage zahlreicher Berechnungen verallgemeinerte grafische Zusammenhänge für eine Reihe von 110/220-kV-Transformatoren gewonnen, die zur vereinfachten Bestimmung der Parameter der frequenzabhängigen Ersatzschaltungen dienen können. Die gewonnenen Abhängigkeiten sind im Bild 3.15 gezeigt [3.22].

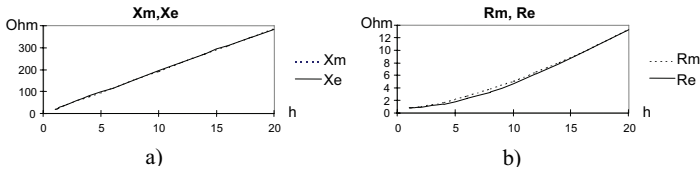


Bild 3.14: Simulierte und experimentelle Frequenzabhängigkeiten der Impedanzen des 80-MVA-Transformators

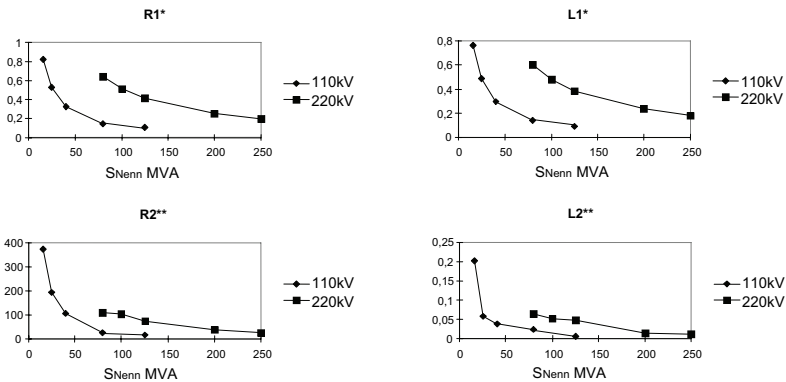


Bild 3.15: Abhängigkeiten der Parameter der frequenzabhängigen Transformator-Ersatzschaltungen von der Transformatorleistung

Die im Bild 3.15 dargestellten Parameter beziehen sich auf das Ersatzschema vom Bild 3.13 c) unter Annahme  $k = 2$ . Die Parameter sind in bezogenen Einheiten dargestellt. Zur Umrechnung dienen folgende Formeln:

$$R_1^* = R_1 \cdot \frac{U_{Nenn}^2}{R_T \cdot S_{Nenn}} \quad (3.13)$$

$$L_1^* = L_1 \cdot \frac{U_{Nenn}^2}{L_T \cdot S_{Nenn}}$$

$$R_2^{**} = R_2 \cdot \frac{U_{\text{Nenn}}^2}{R_T \cdot S_{\text{Nenn}}^2} \quad (3.14)$$

$$L_2^{**} = L_2 \cdot \frac{U_{\text{Nenn}}^2}{L_T \cdot S_{\text{Nenn}}^2}$$

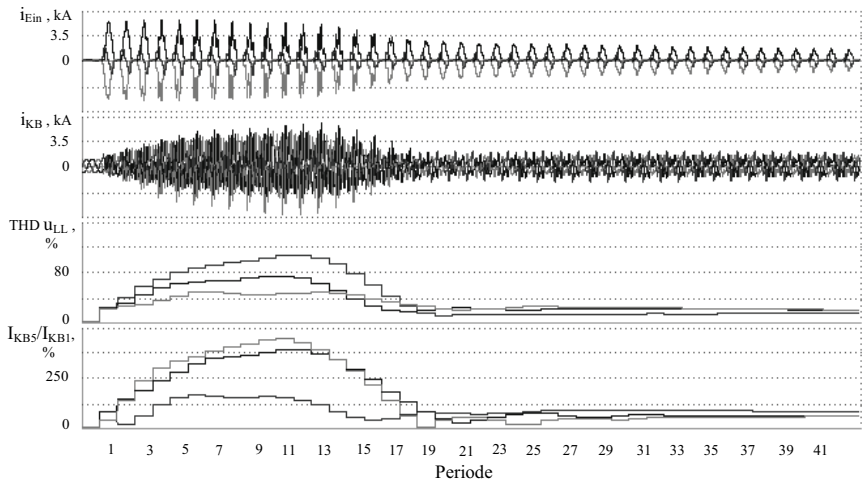
mit  $S_{\text{Nenn}}, U_{\text{Nenn}}$  – Transformatornennleistung und Transformatornennspannung  
 $R_T, L_T$  – Ohmscher Widerstand und Streuinduktivität des Transformators

Die nach dem Bild 3.15 bestimmten Parameter der Transformatorersatzschaltungen können auch als Anfangswerte zur weiteren präzisierten Parameteridentifizierung mit Hilfe der Polyoptimierungssoftware verwendet werden.

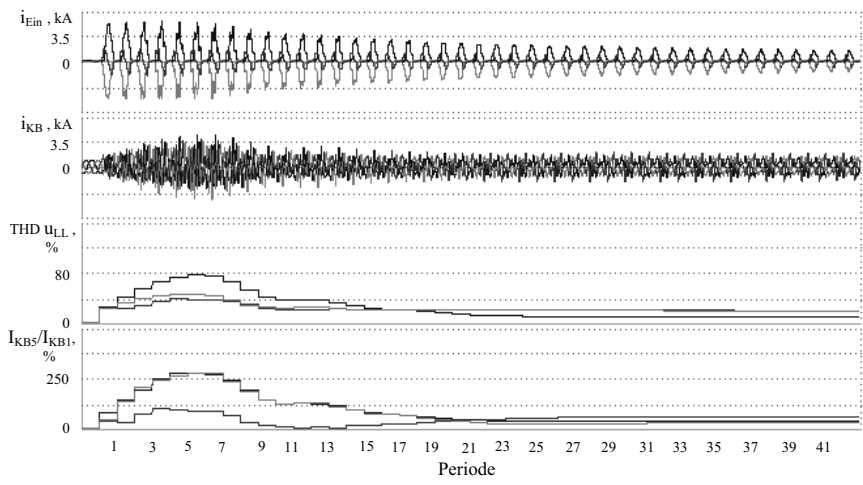
Der Einfluss der Berücksichtigung der frequenzabhängigen Resistenzen auf die Einschaltstromstöße des unbelasteten Transformators illustrieren die Bilder 3.16 a) und b). In den Bildern sind die Einschaltvorgänge im Musterschema (Bild 3.3) dargestellt. Das Bild 3.16 a) stellt den Prozess bei der Simulation ohne Berücksichtigung die frequenzabhängigen Resistenzen dar, das Bild 3.16 b) stellt den Prozess bei der Nachbildung der frequenzabhängigen Resistanz des Netztransformators dar. Man sieht deutlich die Verringerung der Strom- und Spannungsverzerrungen bei der Simulation mit den berücksichtigten Frequenzabhängigkeiten sowie die Änderungen der Strom- und Spannungszeitverläufe.

Die Berücksichtigung bei der Simulation der mit der Frequenzerhöhung rückläufigen Resistenzen der Kondensatoren bringt wieder eine Vergrößerung der Strom- und Spannungsverzerrungen, ähnlich wie das für die Resonanzerscheinungen bei Drehstrom-Lichtbogenofenbetrieb im Kapitel 2 gezeigt wurde.

Die aus der Literatur bekannte Verkleinerung der Transformatorinduktanzen mit der Erhöhung der Frequenz [2.7, 2.59] verursacht eine geringfügige Abweichung der Resonanzfrequenz der Einschaltresonanzen von der nach der vereinfachten Formel (3.7) bestimmten (und in entsprechender Weise nach Formel (2.17) bei dem Drehstrom-Lichtbogenofenbetrieb). Die Resonanzbedingungen nach (3.6) und (2.16) bleiben. Die Abweichung kann man jedoch vernachlässigen, weil die Transformatorinduktanzänderung erfahrungsgemäss unwesentlich ist [2.7].



a)



b)

Bild 3.16: Einschaltresonanzen ( $h_{Rez}^{SpQ}=5.0$ ) bei der Simulation ohne (a) und mit (b) Berücksichtigung frequenzabhängiger Resistenzen



Es ist auch zu bemerken, dass die vollständige Nachbildung der Frequenzabhängigkeiten bei allen in Elektrostahlwerksnetzen vorhandenen Elementen für die Simulation im Zeitbereich eine aufwändige Aufgabe darstellt. Außer den rein mathematischen Schwierigkeiten der Parameteridentifizierung und der Durchführung der Berechnungen mit komplizierteren Modellen gibt es insbesondere in der Projektierungsphase auch gewisse Mängel der experimentellen Daten der Frequenzabhängigkeiten der Netzelemente.

### **3.2.4 Bewertung der Überlastung einer Blindleistungskompensationsanlage bei Einschaltresonanzen**

In den vorhergehenden Abschnitten der vorliegenden Arbeit wurde die Kondensatorbatterie als eine einfachste Blindleistungskompensationsanlage im Elektrostahlwerksnetz betrachtet. Zur Gewährleistung des sicheren Betriebes der Kondensatorbatterie ist die Einhaltung der zulässigen elektromagnetischen Feldstärke und Temperatur des Dielektrikums in der Kondensatorbatterie erforderlich.

Es sind die drei Hauptgründe der Lebensdauersenkung einer Kondensatorbatterie hervorzuheben: In erster Linie sind es die unzulässigen kurzdauernden Überspannungen bei Ausgleichvorgängen in Elektrostahlwerksnetzen. Aber in der technischen Literatur gibt es relativ wenig Hinweise zur Normung und Bewertung der Zulässigkeit der Überspannungen bezüglich des Kondensatorbatteriebetriebes. Entsprechend [2.55] müssen die Kondensatorbatterien jährlich bis zu 4000 Schaltüberspannungen beim Verhältnis 2.9 zur Nennspannung ohne negativen Folgen ertragen.

Nach den vom Autor der vorliegenden Arbeit durchgeführten Simulationen der Einschaltstromstöße in Elektrostahlwerksnetzen wurde die maximale Größe der Schaltüberspannung auf ca. 1.75 in Bezug zur Netzennspannung im Resonanzzustand ermittelt. Bei resonanzfreien Zuständen betrug die kurzzeitige Spannungserhöhung ca. 1.1 der Netzennspannung. Nach den Angaben [2.55] kann eine Kondensatorbatterie eine Überspannung im Wert von 1.75 der Nennspannung, die nicht länger als 60 Perioden der Netzfrequenz dauert, nicht öfter als 300 mal innerhalb der ganzen Lebensdauer einer Kondensatorbatterie ertragen. Und obwohl in den durchgeführten Simulationen die Überspannungen nur einige Netzperioden dauerten, weist dies darauf hin, dass die Analyse der möglichen Spannungserhöhungen bei Einschaltvorgängen hinsichtlich der richtigen Wahl der Parameter von Kondensatorbatterien von großer Bedeutung ist.

Wenn die Kondensatorenbatterie ein Bestandteil der Filterkreisanlage ist, erhöht sich die Kondensatorspannung bei Einschaltvorgängen wesentlich mehr als die Spannung am Netzanschlussknotenpunkt. Nach der Beispielsberechnung von [3.22] wurde eine Erhöhung des Spannungsmaximalwertes am Kondensator des Filters der 2. Harmonischen auf das 2.67-fache (267%) ermittelt. Die maximale Erhöhung der Amplitude der Netzspannung am Anschlussknotenpunkt betrug nur 20%. In [3.23] wurde ein weiteres Beispiel beschrieben, in dem die Filterkondensatorspannungserhöhung bei einem Einschaltstromstoß das 8.2-fache von der Kondensatormennspannung betrug.

Bei den Filterreaktoren ist die Spannungserhöhung während der Ausgleichsvorgänge der Einschaltstromstöße noch größer. Entsprechend dem Beispiel [3.22] betrug die Filterreaktorspannungserhöhung beim Einschaltvorgang das 8.22-fache im Filter der 2. Harmonischen.

Die Spannungserhöhungen bei Einschaltresonanzen werden durch hohe Werte von Harmonischen, insbesondere der 2. Harmonischen, im Einschaltstrom verursacht.

Die Bilder 3.17 a) - f) stellen die Simulationsergebnisse von Einschaltvorgängen im Schema des Elektrostahlwerkes Sovel in Griechenland [2.21] mit Hinblick auf die harmonischen Überlastungen der Filterelemente im Filterkreis der 2. Harmonischen dar. In den Grafiken sind die generalisierten Kurven, die die entsprechenden Strom- und Spannungsverzerrungen über 50 Berechnungsperioden (1 Sekunde) charakterisieren, gezeigt.

Es ist zu sehen, dass die Spannungsverzerrung am Anschlussknotenpunkt in der Anfangsphase des Ausgleichsvorganges durch die starke Präsenz der 2. Harmonischen charakterisiert wird. Der Filterkreis der 2. Harmonischen ist erst nach 5 Netzperioden wirksam. Während des gezeigten Ausgleichsvorganges erreichen die Ströme und Spannungen in den Filterelementen die maximalen Werte, die mehrfach höher sind, als die Werte, die die quasistationären Filterbetriebszustände charakterisieren. Im dargestellten Fall erreicht die äquivalente Spannung am

Filterreaktor (als  $U_L = \sum_{h=1}^{40} U_h$  geschätzt) das Maximum von 20.13 kV im Vergleich zum

Wert 6.5 kV in der 50. Berechnungsperiode (Verhältnis 3.1). Ähnliche Verhältnisse sind auch für die Momentanwerte typisch.

Als Maßnahme zur Verminderung der unerwünschten Spannungsüberlastungen der Kondensatoren und Filterreaktoren wird die Erhöhung der Spannungsnennwerte bei den Kondensatoren und Reaktoren empfohlen. Im Beispiel [3.22] wurde die Vergrößerung der Spannungsnennwerte des Reaktors des Filters der 2. Harmonischen von 9.2 kV (für die Bedingungen der

stationären Drehstrom-Lichtbogenofenbetrieb gewählt) auf 39.6 kV vorgenommen. Die entsprechende Erhöhung des Kondensatornennspannungswertes im Filter der 2. Harmonischen betrug 48% (von 32.8 kV auf 48.7 kV).

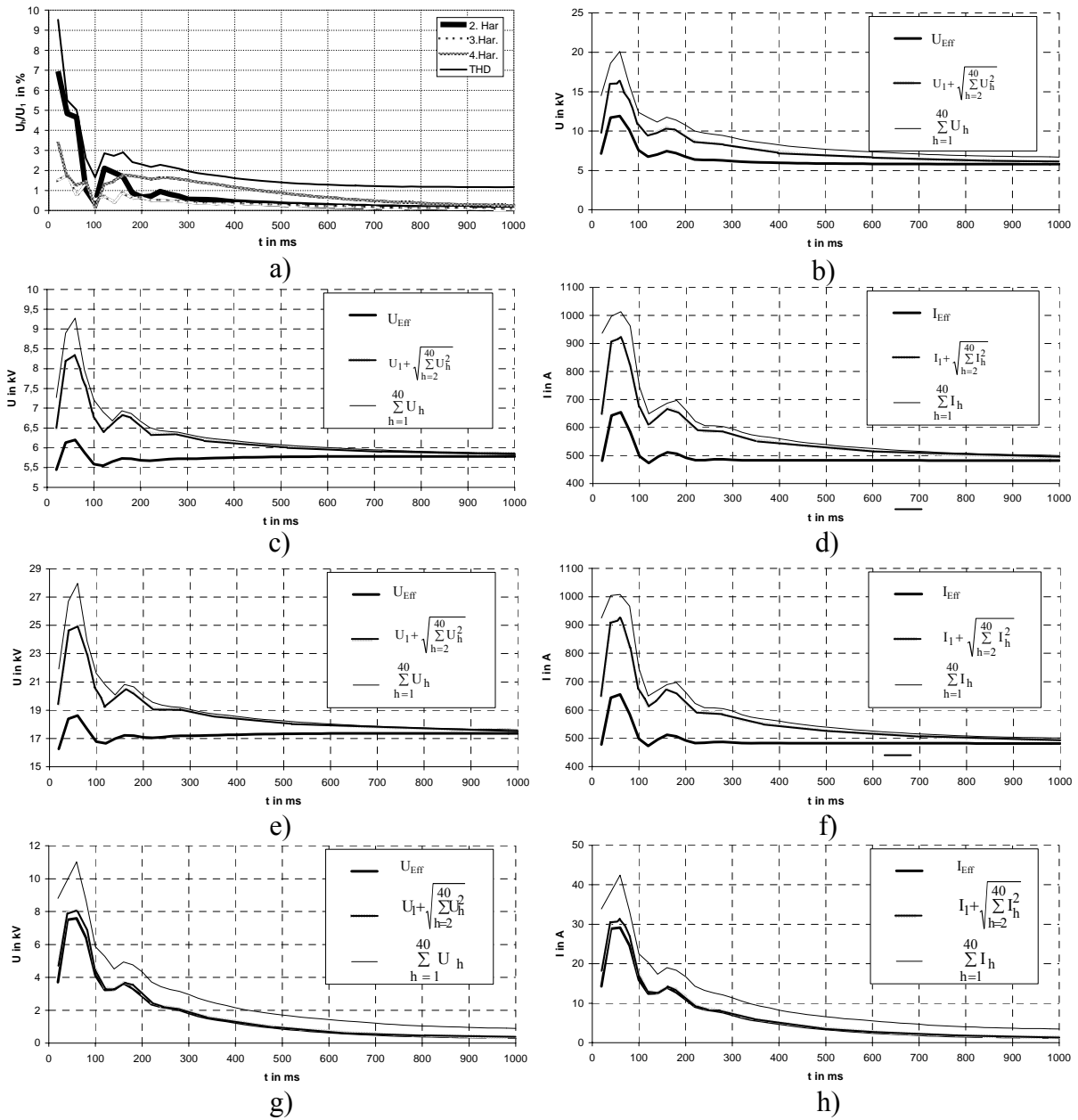


Bild 3.17: Die Oberschwingungsbelastung im Hochpassfilterkreis der 2. Harmonischen  
 a) Leiter-Leiter-Spannung im Anschlussknotenpunkt  $U_N$   
 b) Reaktorspannung  $U_L$   
 c) Kondensatorspannung  $U_{C2}$   
 d) Kondensatorstrom  $I_{C2}$   
 e) Kondensatorspannung  $U_{C1}$   
 f) Kondensatorstrom  $I_{C1}$   
 g) Resistanzspannung  $U_R$   
 h) Resistanzstrom  $I_R$

Der zweite Faktor, der den vorzeitigen Ausfall der Kondensatoren verursachen kann, ist die Erhöhung der Intensität der Teilentladungen im Dielektrikum wegen der Präsenz der Oberschwingungen in der Kondensatorspannung. Aber nach Angabe von [2.55] hängt die Durchschlagsfestigkeit des Gas- und Ölmediums im Dielektrikum von der Frequenz bis zu 1 kHz praktisch nicht ab. Nach der verallgemeinerten Einschätzung von [2.55] hängt die elektrische Feldstärke zur Entstehung der Teilentladungen im Frequenzbereich bis zu  $10^5$  Hz von der Frequenz nicht ab. Dennoch muss man bei der Erhöhung des Oberschwingungsanteils in der Kondensatorspannung von bis zu 100% und mehr die mögliche Erhöhung der Intensität der Teilentladungen beachten, weil sich die Anzahl der Spannungsänderungen pro Sekunde erhöht. Die Anzahl der Teilentladungen pro Sekunde wird nach der folgenden Formel bestimmt [2.55]:

$$n_{TE} = 2 \cdot f \cdot m_{TE} \quad (3.15)$$

mit  $m_{TE}$  - Anzahl der Teilentladungen pro Spannungshalbperiode  
 $f$  - Spannungsfrequenz, Hz

Die Erhöhung der Intensität der Teilentladungen beschleunigt das elektrische Altern des Dielektrikums und kann zur vollen Zerstörung der Isolation führen. Obwohl die summarische Dauer der Einschaltstromstöße (ohne Entstehung von Einschaltresonanzen) in Elektrostahlwerksnetzen täglich im Minutenbereich liegt, müssen die erforderlichen Maßnahmen zur Minimierung der negativen Wirkungen der Einschaltströme jedoch schon in der Projektierungsphase neuer Elektrostahlwerke getroffen werden.

Die dritte Ursache der möglichen negativen Einwirkungen auf die Kondensatorenbatterien bei Einschaltresonanzen ist die thermische Überlastung der Kondensatoren aufgrund des hohen Oberschwingungsanteils im Kondensatorstrom.

Vom Autor der vorliegenden Arbeit wurde ein Programmmodul für die Simulationssoftware SEGEDA entwickelt [2.20], um die Einschätzung der Temperatur des Kondensator-dielektrikums während der Ausgleichsvorgänge sowie während der quasistationären Drehstrom-Lichtbogenofenbetriebszustände, die durch eine hohe Präsenz der Oberschwingungen charakterisiert werden, zu ermöglichen. Die Eingangsdatei zum Modul umfasst die Nennparameter der Kondensatoren wie die Nennspannung, die Anzahl der Kondensatoren, die Wärmeabgabezahl, die Wärmestreueungsfläche, der Wechselstromverlustwinkel, etc. Die Berechnungen liefern die über jede Netzperiode in Abhängigkeit vom aktuellen Oberschwingungsgehalt be-

stimmten Werte der Temperatur des Kondensator dielektrikums, die mit der zulässigen Arbeitstemperatur der Kondensatorisolation verglichen werden kann.

Die durchgeführte Analyse der Temperaturänderungen während der Ausgleichsvorgänge der Einschaltstromstöße hat gezeigt, dass sich die Temperatur der Kondensatorisolation sogar während Einschaltresonanzzuständen mit Kondensatorströmen, die vielfach größer als die Kondensatornennströme sind, nur unwesentlich ändert. Die hinsichtlich des Wärmezustandes gefährlichen Stromüberlastungen treten wegen der relativ kurzen Dauer der Ausgleichsvorgänge nicht auf. Dies ist mit der großen Wärmekapazität der realen Leistungskondensatoren verbunden. Nach der Angabe von [2.55] befindet sich die Erwärmungszeitkonstante eines Kondensators im Bereich von 2.5 bis zu 4 Stunden. Das bedeutet, dass eine Zeit über 10 Minuten für die Erwärmung der Kondensatorisolation um 1 Grad erforderlich wäre. Dies hat eine durchgeführte Analyse der Dynamik der Temperaturänderungen während der Ausgleichsvorgänge bestätigt. Das heißt, dass der Einfluss der Oberschwingungsströme auf den Wärmezustand des Kondensators während der Ausgleichsvorgänge des Einschaltstromstoßes vernachlässigt werden kann.

### **3.2.5 Maßnahme zur Minimierung der negativen Einwirkungen von Einschaltstromstößen in Elektrostahlwerksnetzen**

Ein Ausgleichvorgang beim Einschalten eines unbelasteten Ofentransformators verursacht gewisse Schwierigkeiten in der Gewährleistung der normalen Betriebsbedingungen für die Elektroausrüstung in Stahlwerksnetzen. Die dadurch verursachten Oberschwingungen können nicht nur die Elektroausrüstung direkt beschädigen, sondern auch Schutzrelais und Steuerungseinrichtungen störend beeinflussen. Das kann eine Reihe weiterer Schäden verursachen. Aus diesen Gründen sind die Entwicklung und die Verwendung von Maßnahmen zur Minimierung der Einschaltstromstöße erforderlich.

Eine der einfachsten Maßnahmen zur Unterdrückung der Einschaltstromstöße ist das Einschalten des unbelasteten Transformators bei vorgesehener Spannung am Anschlussknotenpunkt. Die volle Unterdrückung des Einschaltstromstoßes geschieht in diesem Fall jedoch nicht. Nach den Berechnungen des Autors der vorliegenden Arbeit wurde bei einer Spannungssenkung um 10 % eine Verringerung des Maximalwertes des Einschaltstromes um 10 ... 15 % ermittelt [2.20]. Außerdem sinkt die Nutzungsdauer des Transformatorstufenschalters wegen der erhöhten Zahl der Umschaltungen.

Aus der Praxis ist ein weiteres Verfahren zur Einschaltstromstoßminimierung bekannt, das mit der Verwendung eines vorgeschalteten Resistors im Einschaltkreis verbunden ist. Nach der Angabe von [3.4] dämpft eine Installation eines Resistors mit einem summarischen ohmschen Widerstand von 4.9 Ohm auf der 35-kV-Spannungsseite den zweiten Einschaltstrompuls auf 1/2.88-fache, den dritten – auf 1/4.67-fache, den vierten – auf 1/10.35-fache im Vergleich zum Scheitelwert des ersten Einschaltstrompuls. Der erste Einschaltstrompuls ist natürlich auch kleiner geworden als im Fall des Einschaltens ohne Dämpfungsresistenz. Die Kosten einer solchen technischen Lösung sind hoch. Es ist auch die Installation eines zusätzlichen Schalters zur Überbrückung des Resistors nach dem Ende des Einschaltvorganges notwendig. Die volle Unterdrückung des Einschaltstromstoßes passiert in diesem Fall jedoch auch nicht.

In [3.5, 3.11] wurde ein Verfahren zur Einschaltstromstoßminimierung durch eine sequentielle Kommutierung der einzelnen Phasen des Transformators in einer bestimmten Reihenfolge untersucht. Es wurde gezeigt, dass es bei der Realisierung des Kommutierungszyklus „Ausschaltung – phasensequentielle Einschaltung des Transformators“ möglich wäre, den Ausschaltvorgang beim Einschalten des Ofentransformators stark zu dämpfen. Die vorhergehende Ausschaltung ist zur Ermittlung der Remanenzflüsse im Transformatorisenkern notwendig. Der Zeitpunkt der Einschaltung der einzelnen Phase wird in Abhängigkeit von den gewonnenen Werten der Remanenzflüsse gewählt. Die praktische Verwendung eines solchen Verfahrens wäre aber mit dem Umbau der Konstruktion sowie des Steuerungssystems des Ofenschalters verbunden. Außerdem muss die Genauigkeit der Kommutierungen sehr hoch sein (weniger als 1 ms, um die Schaltung zum gewählten Zeitpunkt zu gewährleisten). Das ist bei modernen Schaltanlagen mit mechanischen Kontaktteilen nicht realisierbar. In diesem Sinn wäre es möglich, einen Thyristorschalter zu verwenden. Solche Systeme wurden für stromstoßfreie Einschaltungen von Transformatoren mit relativ kleinen Leistungen schon entwickelt [3.24], für leistungsstarker Ofentransformatoren ist die Verwendung von Thyristorschaltern beim heutigen Technikstand kaum noch möglich.

In [3.5] wurde auch ein Verfahren zur stromstoßfreien Einschaltung des Ofentransformators vorgeschlagen, das auf der Verwendung eines vorgeschalteten Reaktors und eines zusätzlichen Erregungstransformators mit einer Nennleistung von ca. 1% der Nennleistung des Ofentransformators basiert. Vor dem Einschalten des unbelasteten Ofentransformators wird der über den Erregungstransformator gespeiste Reaktor zur Hochspannungsseite des Ofentransformators eingeschaltet. Die Induktanz des Reaktors wird etwa gleich der Induktanz des leer-

laufenden Ofentransformators gewählt. Die Erregung des Magnetsystems des Ofentransformators geschieht bis zu einer Spannung, die 40% kleiner ist, als die Nennspannung der Hochspannungswicklung. Dann wird der vorgeschaltete Erregungskreis (Reaktor – Erregungstransformator) ausgeschaltet, und der Ofentransformator wird zum Netz zugeschaltet. In diesem Fall wird der Einschaltstromstoß wesentlich kleiner, aber nicht völlig ausgeschlossen.

Vom Autor der vorliegenden Arbeit wurde noch eine weitere aus [2.24] stammende Idee zur stromstoßfreien Einschaltung eines Ofentransformators untersucht. In [2.24] wurde vorgeschlagen, vor dem Einschalten des unbelasteten Ofentransformators die Vormagnetisierung des Magnetsystems von der Niederspannungsseite mit Hilfe eines zusätzlichen Erregungstransformators durchzuführen. Das Bild 3.18 illustriert das entsprechende Schaltschema. Untersuchungen haben die Effektivität des Verfahrens bestätigt. Nach der Kommutierung des Schalters S4 beginnt der Prozess der Sättigung der Magnetsysteme von beiden Transformatoren – des Zusatztransformators und des Ofentransformators. Als Nennleistung des Zusatztransformators wurde 2.5 MVA (bei  $u_k = 5.5\%$ ) gewählt, die Nennleistung des Ofentransformators betrug 80 MVA. Eine 6.5-fache Stromüberlastung des Erregungstransformators durch den Magnetisierungsstrom wurde festgestellt, die entsprechende maximale Strombelastung des Ofentransformators betrug dagegen nur das 0.2-fache des Transformatornennstromes. Schon in 0.15 Sekunden klingt der Ausgleichsvorgang ab, der Magnetisierungsstrom des Ofentransformators nähert sich dem Nennwert (3% vom Transformatornennstrom). Die Spannung an der Hochspannungsseite des Ofentransformators erreicht den Nennwert 35 kV. Die weitere Einschaltung des Ofentransformators zum 35-kV-Netz führte nicht zu gefährlichen Stromerhöhungen in den Transformatorwicklungen. Der maximal festgestellte Wert des Einschaltstromes für den ungünstigsten Zeitpunkt der Einschaltung lag unter 1.1 des Transformatorstromnennwertes. Gefährliche Ausgleichsströme im Erregungskreis Ofentransformator – Zusatztransformator wurden auch nicht ermittelt. Das Vorhandensein des Resistors R im Erregungskreis führt zur weiteren Senkung der Amplituden der Einschaltstimpulse (hängt von der Wahl des Parameters des Resistors ab). Der Reaktor im Erregungskreis dient ebenfalls der Strombegrenzung. Nach dem Einschalten des Ofentransformators zum 35-kV-Netz schalten die Schalter S4 und S5 aus und der Start des Schmelzvorganges kann erfolgen. Die elektrische Trennung des Niederspannungserregungskreises vom Ofenhochstromkreis nach dem Einschalten des Ofentransformators ist erforderlich, um den Parallel-Betrieb des leistungsstarken Lichtbogenofentransformators mit dem leistungsschwachen Erregungstransformator auszuschließen. Die Schalter S4 und S5 schützen den Ofentransformator zusätzlich von den

Kurzschlüssen im Erregungskreis und in der Einspeisung des Erregungstransformators und sichern dadurch den ungestörten Ofen-Betrieb. Die Schalter S4 und S5 schützen ebenfalls den Erregungskreis selbst vor Kurzschlüssen und Stromüberlastung durch die entstehenden Betriebskurzschlüsse bei Ofen-Betrieb. Untersuchungen haben gezeigt, dass das beschriebene Schema voll funktionsfähig ist. Der leistungsschwache Erregungstransformator kann für mehrere Öfen verwendet werden, falls im Elektrostahlwerksnetz mehrere Öfen betrieben werden.

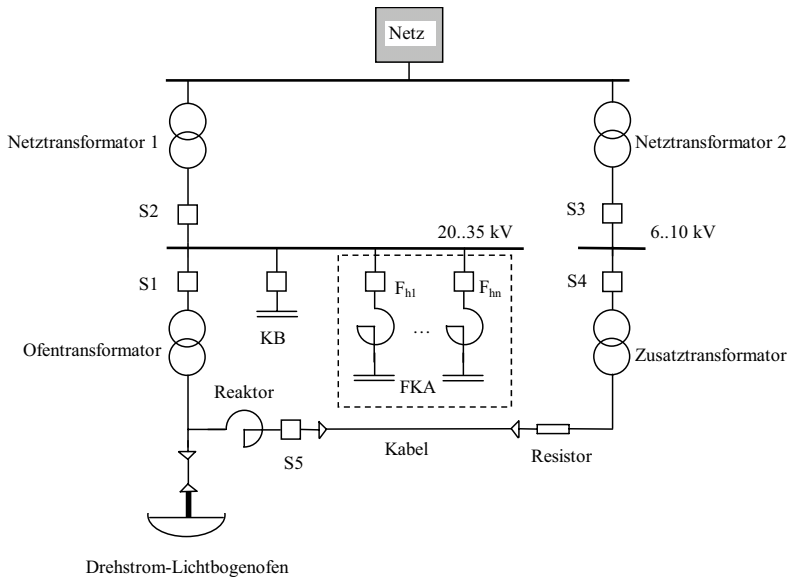


Bild 3.18: Schaltschema zum stromstoßfreien Einschalten eines unbelasteten Ofentransformators

Die Gesamtkosten für das elektrische Netz werden in Fall der Verwendung des oben beschriebenen Schemas natürlich erhöht. Außerdem entsteht das Problem eines Kurzschlusses im Erregungskreis (z. B. durch die Alterung der Isolation der Erregungskreiselemente), weil dies im Fall des Versagens der Schalter S4, S5 zur Ausschaltung des Ofenschalters führt und damit zur Unterbrechung des Schmelzens. Ein weiterer ungünstiger Fall bei der Verwendung dieses Schemas ist der Spannungsausfall im Hochspannungsnetz und die Spannungswiederherstellung nach dem Ausfall. In dieser Situation kann der Algorithmus der stromstoßfreien Einschaltung nicht verwendet werden.



Auf der Grundlage der oben dargestellten Übersicht von Maßnahmen zur Minimierung der Einschaltstromstöße lässt sich schließen, dass alle bekannten Verfahren zur unumgänglichen Kostenerhöhung führen und unerwünschte Stromstöße in den meisten Fällen nicht völlig unterdrücken.

Die Projektierung der Blindleistungskompensationsanlagen auf der Grundlage der Analyse der Resonanzfrequenzen in Elektrostahlwerksnetzen sowie die Wahl der Parameter der Blindleistungseinrichtungen im Hinblick auf die Ausschließung der Entstehung der unerwünschten Resonanzerscheinungen wird als ein vorrangiger Weg gesehen.

## 4 Eigenschaften der TCR-Anlage als nichtlineare Belastung

### 4.1 Funktionsweise der TCR-Anlage und Oberschwingungsemission

Zur dynamischen Blindleistungskompensation in Elektrostahlwerken werden oft komplexe SVC-Anlagen (*Static Var Compensator*) verwendet. Eine SVC-Anlage besteht aus einer Reihe von Filterkreisen und eines thyristorgesteuerten Reaktors – der TCR-Anlage (*Thyristor Controlled Reactor*). Filterkreisanlagen gewährleisten die Blindleistungskompensation des stationären Anteils der induktiven Ofenblindleistung, die veränderliche induktive Blindlast der TCR-Anlage kompensiert die Differenz zwischen der generierten quasistationären kapazitiven Blindleistung der Filterkreise und der schnellveränderlichen induktiven Blindlast des Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofens.

Bild 4.1 a) zeigt das Grundscheina einer TCR-Anlage bestehend aus einem Reaktor und antiparallelgeschalteten Thyristoren. Durch die Änderung des Steuerwinkels  $\alpha$  (Bild 4.1 b)) wird die Änderung des durch den Reaktor fließenden Stromes und dadurch die Änderung der Grundschwingungsblindlast der gesamten Anlage erreicht. Für die ideale TCR-Darstellung ( $X_{TCR} \gg R_{TCR}$ ) ändert sich der Steuerwinkel im Bereich von  $\alpha = 90^\circ \dots 180^\circ$ . Der reale Steuerwinkelbereich einer TCR-Anlage resultiert aus dem Verhältnis der TCR-Blindleistung zur TCR-Wirkleistung. Je größer der ohmsche Anteil und damit die TCR-Wirkleistung ist, um so mehr wird der mögliche Steuerbereich zu kleinen Winkeln hin verschoben. Außerdem wird der TCR-Steuerwinkel durch die entsprechenden Einstellungen des TCR-Reglersystems weiter eingeschränkt. Der zeitliche Verlauf von Reaktorstrom und Reaktorspannung sowie die Bestimmung des Steuerwinkels sind im Bild 4.1 b) dargestellt.

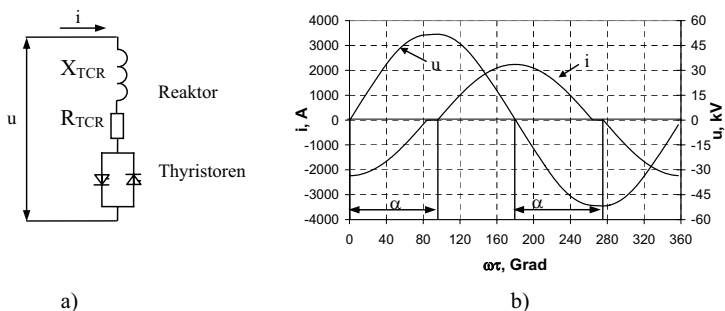


Bild 4.1: a) Einpoliges Grundscheina einer TCR-Anlage,  
b) Zeitlicher Verlauf von Reaktorstrom und Reaktorspannung  
für den Steuerwinkel  $\alpha = 95$  Grad

Die im Bild 4.1 gezeigten Elemente werden üblicherweise in Dreieckschaltung geschaltet. Damit bilden die TCR-Elemente eine Drehstromeinheit (Bild 4.2). Entsprechende TCR-Ströme sind im Bild 4.3 dargestellt. Das Bild zeigt die Strangströme (Reaktorströme)  $i_s$  und die netzseitigen Leiterströme  $i_L$  für den Fall des symmetrischen Betriebes der TCR-Anlage (alle Steuerwinkel sind in allen Phasen gleich).

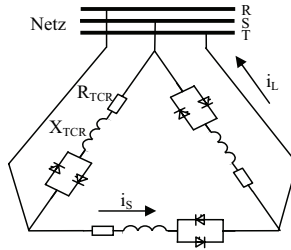


Bild 4.2: TCR-Anlage

Im Bild 4.3 ist deutlich zu sehen, dass sich der TCR-Betriebszustand unter symmetrischen Steuerungsbedingungen sich nach 60 Grad bzw. nach  $\pi/3$  wiederholt. Es ist auch zu sehen, dass die TCR-Ströme stark verzerrt sind.

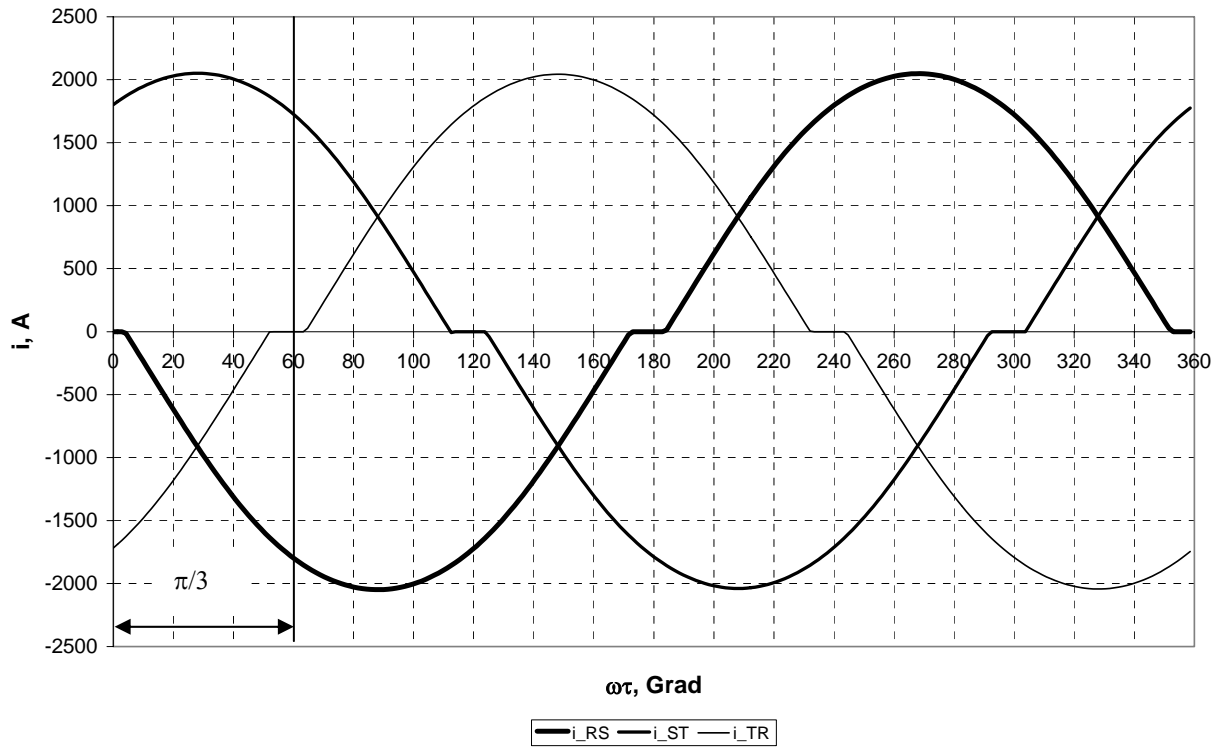
Für den Fall eines symmetrischen Betriebes einer TCR-Anlage unter der Bedingung  $X_{TCR} \gg R_{TCR}$  gelten die folgenden Formeln zur Beschreibung der TCR-Strom-Verzerrung [3.23]:

$$\frac{I_1}{I_m} = \frac{1}{\pi} \cdot \{2 \cdot (\pi - \alpha) - \sin(2 \cdot (\pi - \alpha))\} \quad (4.1)$$

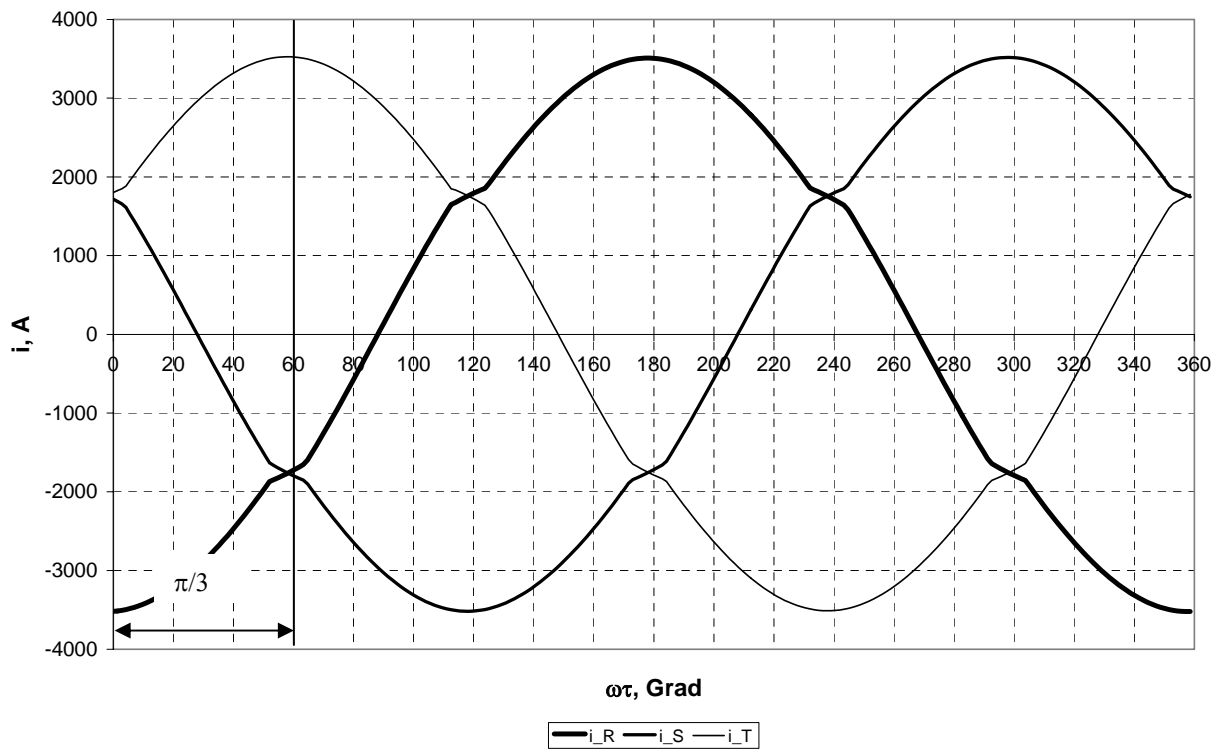
mit  $I_m$  – Effektivwert der Stromgrundschwingung bei völlig geöffneten Thyristoren ( $\alpha = 90$  Grad) und  $I_1$  – Effektivwert der Stromgrundschwingung bei  $\alpha \neq 90$  Grad;

$$\frac{I_h}{I_m} = \frac{1}{\pi} \cdot \frac{2}{h} \cdot \left| \frac{\sin(h-1) \cdot (\pi - \alpha)}{h-1} - \frac{\sin(h+1) \cdot (\pi - \alpha)}{h+1} \right| \quad (4.2)$$

mit  $h = 2 \cdot k + 1$  - Ordnungszahl der Stromharmonische,  $k=1, 2, 3, \dots$



a)



b)

Bild 4.3: Stromzeitverläufe einer TCR-Anlage  
 a) Reaktorströme  $i_S$ ,  
 b) Leiterströme  $i_L$

Die Gleichung (4.2) gilt für die Bestimmung der ungeradzahigen Stromharmonischen. Dabei bilden die Harmonischen mit der Ordnungszahl  $(6 \cdot n + 1)$  die Oberschwingungen des Mitsystems (1, 7, 13, ...), die Harmonischen mit der Ordnungszahl  $(6 \cdot n + 5)$  - die Oberschwingungen des Gegensystems (5, 11, ...) und die Harmonischen mit der Ordnungszahl  $(6 \cdot n + 3)$  - die Oberschwingungen des Nullsystems (3, 9, 15, ...), ( $n = 0, 1, 2, \dots$ ). Oberschwingungsströme des Mit- und Gegensystems fließen durch die Reaktoren und kommen ins vorgeordnete speisende Netz. Oberschwingungsströme des Nullsystems existieren nur innerhalb der durch die Reaktoren gebildeten Dreieckschaltung. Damit beinhalten die Leiterströme keine Komponenten des Nullsystems.

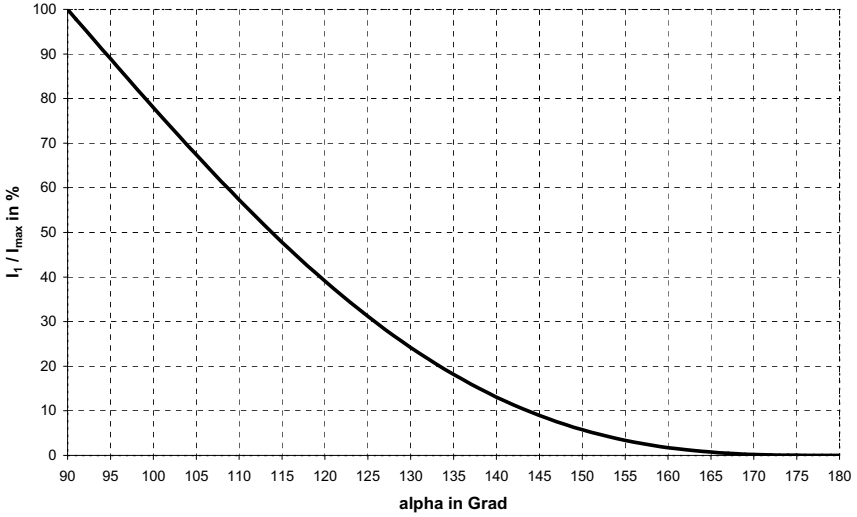
Im Bild 4.4 sind die Harmonischen des TCR-Leitersstromes  $i_L$  sowie die Grundschwingung in Abhängigkeit vom Steuerwinkel  $\alpha$  dargestellt. Es ist zu sehen, dass die 5. Harmonische dominant ist. Die Stromharmonischen ändern sich mit der Änderung des Steuerwinkels. Dabei erreichen die Harmonischen ihre maximalen Werte bei unterschiedlichen Steuerwinkeln.

Der Charakter der Oberschwingungsänderung der Reaktorströme bei Änderung des TCR-Steuerwinkels ist gleich den im Bild 4.4 dargestellten. Die prozentualen Werte sind auch gleich. Die Reaktorströme beinhalten aber zusätzlich die Komponente des Nullsystems. Im Gegensatz zu den Leiterströmen ist die 3. Harmonische dominant unter den Oberschwingungen des Reaktorstromes. Damit unterscheiden sich die prozentualen Anteile der einzelnen Harmonischen am THD-Wert des Stromes.

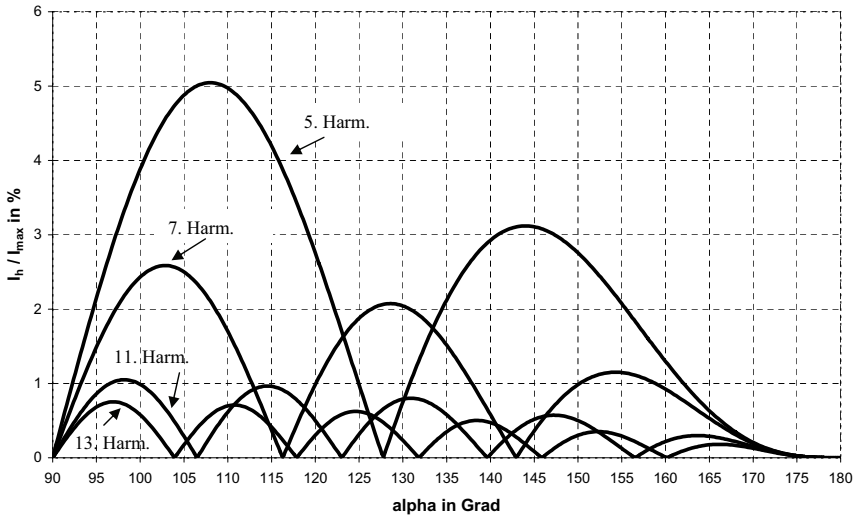
Die geradzahigen Stromharmonischen existieren unter symmetrischen Betriebsbedingungen nicht.

In Elektrostahlwerksnetzen werden die Lichtbogenstahlschmelzofenbelastungen durch die nach einzelnen Phasen unsymmetrische und schwankende Leistungsaufnahme charakterisiert. Daraus folgt die Notwendigkeit, die TCR-Reaktoren mit unterschiedlichen und über die Zeit veränderlichen Steuerwinkeln zu betreiben. Dies verursacht eine Stromunsymmetrie in den einzelnen TCR-Leitern. Dadurch entstehen zusätzliche Komponenten des Mit-, Gegen- und Nullsystems bei einzelnen Stromharmonischen. Änderungen des TCR-Steuerwinkels über die Zeit verursachen geradzahige Oberschwingungen in den Reaktorströmen und entsprechend in den Leiterströmen.

Als Resultat verstärkt sich die Stromverzerrung und zusätzliche Mit- und Gegensystemkomponenten von ungeradzahigen sowie geradzahigen Harmonischen fließen ins Netz.



a)



b)

Bild 4.4: Stromharmonische einer TCR-Anlage im symmetrischen Betriebszustand bei der Änderung des Steuerwinkels

- a) Grundschwingung,
- b) Oberschwingungen

Die Formeln (4.1), (4.2) gelten für den Fall einer idealen (unverzerrten und symmetrischen) Spannung am Netzknotenpunkt, an dem die TCR-Anlage angeschlossen ist. Dabei können die Stromharmonischen ebenfalls durch die folgende Formel beschrieben werden [2.12], [4.1]:

$$I_h = \frac{4 \cdot U_1}{\pi \cdot \omega \cdot L_{TCR}} \cdot \left[ \frac{\cos \alpha \cdot \sin(h \cdot \alpha) - h \cdot \cos(h \cdot \alpha) \cdot \sin \alpha}{h \cdot (h^2 - 1)} \right] \quad (4.3)$$

mit  $U_1$  – Spannungsgrundschiwingung,  $L_{TCR}$  – Induktivität des Reaktors,  $h=3, 5, 7, \dots$  (für den Reaktorstrom). Dies entspricht dem rein theoretischen Fall einer unendlichen Kurzschlussleistung am Netzanschlussknotenpunkt.

Wenn die Spannung am Anschlussknotenpunkt verzerrt ist, ergeben sich die Stromharmonischen aus der Fourier-Analyse des Stromzeitverlaufs nach [4.1], [4.2]:

$$i(t) = \begin{cases} \sum_h \frac{U_h}{h \cdot \omega \cdot L_{TCR}} [\cos(h \cdot \alpha + \varphi_h) - \cos(h \cdot \omega \cdot t + \varphi_h)], & \frac{\alpha}{\omega} \leq t \leq \frac{\alpha + \sigma}{\omega} \\ 0, & 0 < t < \frac{\alpha}{\omega} \text{ and } \frac{\alpha + \sigma}{\omega} < t < \frac{\alpha + \pi}{\omega} \end{cases} \quad (4.4)$$

mit  $U_h$  – Harmonische des Spannungszeitverlaufs  $u(t) = \sum_h U_h \cdot \sin(h \cdot \omega \cdot t + \varphi_h)$ ,

$\sigma = 2 \cdot (\pi - \alpha)$  – Durchlasswinkel (Zeit, in der ein Ventil stromführend ist),

$\varphi_h$  – Phasenwinkel der entsprechenden Oberschwingung.

Bei stark verzerrter Spannung können die Stromharmonischen von den im Bild 4.4 dargestellten theoretischen Werten wesentlich abweichen. In resonanzfähigen Netzen trifft das besonders zu.

## 4.2 Problemkreis der Darstellung einer TCR-Anlage bei der Analyse von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen

Die Problematik der Analyse von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen mit TCR-Anlagen ist mit der korrekten Darstellung der TCR-Anlagen bei der mathematischen

Modellierung verbunden. Die Modelle zur Nachbildung der harmonischen Verzerrungen der TCR-Anlagen verteilen sich auf zwei Hauptgruppen: Modelle zur Durchführung der Berechnungen transienter elektromagnetischer Prozesse im Zeitbereich und Modelle zur Analyse im Frequenzbereich.

Modelle für die Berechnungen im Zeitbereich bilden die TCR-Anlage als ein Differenzialgleichungssystem nach. Modelle für die Berechnungen im Frequenzbereich stellen die TCR-Anlage als Oberschwingungsquelle separat nach einzelnen Harmonischen dar. Für die Analyse von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen sind korrekte TCR-Modelle im Frequenzbereich besonders wichtig.

Im Bild 4.5 a) wird ein vereinfachtes resonanzfähiges Netz gezeigt. Bilder 4.5 b) und c) stellen die Einphasen-Ersatzschaltbildungen einer TCR-Anlage im Frequenzbereich dar. Ähnlich wie für den Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen selbst (s. Kapitel 2 und 3) gibt es für den TCR auch zwei alternative Möglichkeiten zur Bildung eines Ersatzschemas.

Bild 4.5 b) zeigt die konventionelle Darstellung einer TCR-Anlage als ideale Stromquelle mit einer unendlichen inneren Impedanz. Die TCR-Stromharmonischen  $I_h$  ergeben sich aus den Formeln (4.1) – (4.4). Die auf solchen Darstellungen basierenden TCR-Modelle wurden in [4.1] – [4.3] beschrieben.

Eine alternative Möglichkeit zur Nachbildung einer TCR-Anlage im Frequenzbereich zeigt das Bild 4.5 c). Im Bild ist die TCR-Anlage als Spannungsquelle  $E_h$  mit der äquivalenten inneren Impedanz  $\underline{Z}_{TCR_h} = R_{TCR_h} + j \cdot X_{TCR_h}$  dargestellt.

In [4.1], [4.2] wurde (unter Annahme  $X_{TCR} \gg R_{TCR}$ ) empfohlen:

$$X_{TCR_h} = j \cdot h \cdot \omega \cdot L_{TCR_h} \tag{4.5}$$

$$L_{TCR_h} = \frac{\pi \cdot L_{TCR}}{\sigma - \sin\sigma}$$

mit  $L_{TCR_h}$  - äquivalente Induktivität des TCR für die Oberschwingungen, die von der Ordnungszahl der Harmonischen unabhängig ist.

Es ist anzumerken, dass es sich in [4.1], [4.2] um das Nortonsche Äquivalent (nicht-ideale Stromquelle mit innerer Impedanz) des TCR-Ersatzschalbildes handelt. Aus der Sicht des



Autors der vorliegenden Arbeit ist die äquivalente Darstellung des Ersatzschemas als nicht-ideale Spannungsquelle (Theveninsches Äquivalent) nach Bild 4.5 c) anschaulicher.

Das Schema vom Bild 4.5 b) stellt den Fall der Parallelresonanz mit dem Resonanzkreis Netz – Kondensator dar. Der Einfluss der inneren TCR-Impedanz auf die Resonanzverstärkung der einzelnen Harmonischen bleibt dabei unberücksichtigt.

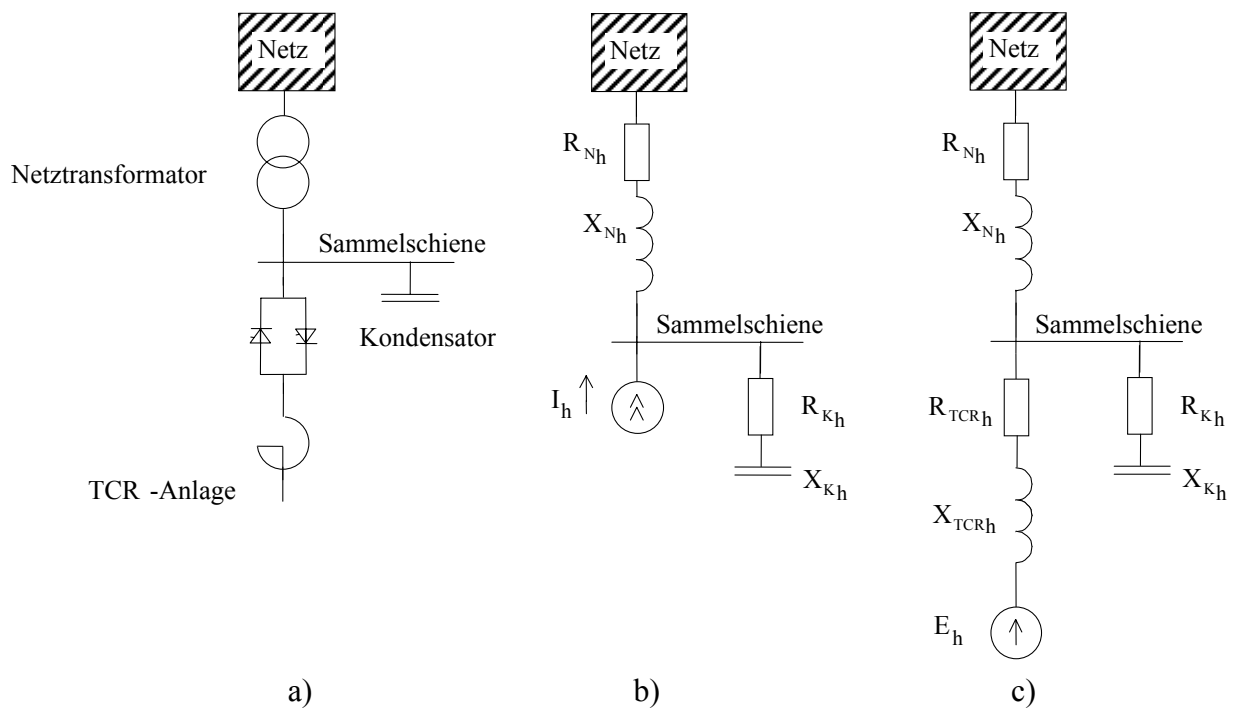


Bild 4.5: Schaltplan und Ersatzschaltbilder des Elektrostahlwerksnetzes zur Analyse der Resonanzerscheinungen mit der TCR-Anlage als Oberschwingungsquelle

In [4.4] wurde darauf hingewiesen, dass die TCR-Impedanz  $Z_{TCR}$  bei Kalkulationen der Impedanz-Frequenz-Charakteristiken eines Elektrostahlwerksnetzes im Sinne des Ersatzschaltbildes 4.5 c) mitberechnet werden muss. Die Formel zur Bestimmung der frequenzabhängigen TCR-Impedanz  $Z_{TCR}$  wurde in [4.4] jedoch nicht spezifiziert.

In [4.5], [4.6] wurden die Resonanzerscheinungen im einphasigen Testschema nach Bild 4.5 c) untersucht. Es wurde auch empfohlen, die Induktivität des TCR bei der Bestimmung der Resonanzfrequenz zu berücksichtigen. Dabei wurde die folgende Formel für die Berechnung der äquivalenten Induktivität der TCR-Anlage vorgeschlagen:

$$L_{TCRh} = \frac{\pi \cdot L_{TCR}}{\sigma - \frac{\sin(h\sigma)}{h}} = L_{TCR} \cdot K(h, \sigma) \quad (4.6)$$

Im Gegensatz zur Formel (4.5) weist die Formel (4.6) auf die Abhängigkeit der äquivalenten Induktivität des TCR nicht nur vom Durchlasswinkel  $\sigma$ , sondern auch von der Ordnungszahl der Harmonischen  $h$  hin.

Dabei wurde der Resonanzkreis im Testschema als eine Reihenschaltung der äquivalenten TCR-Induktivität  $L_{\text{TCR}_h}$  (nach (4.6) bestimmt) und des Parallelschwingkreises von Netzinduktivität  $L_N$  und Kondensatorkapazität  $C$  betrachtet.

Die Resonanzfrequenz  $\omega_{\text{Rez}}$  im Testschema vom Bild 4.5 kann nach der folgenden Formel berechnet werden:

$$\omega_{\text{Rez}} = \sqrt{\frac{1}{L_{N_h} \cdot C} + \frac{1}{L_{\text{TCR}_h} \cdot C}} \quad (4.7)$$

mit  $L_{N_h} = L_N$  – Induktivität des Netzzweiges  $X_{N_h}$ ,  
 $C$  – Kapazität des Kondensators  $X_{K_h}$ .

Aufgrund der existierenden Unterschiede der Darstellung von TCR-Anlagen bei der Analyse von Resonanzerscheinungen sind weiterer Untersuchungen der Entstehung und Entwicklung von Resonanzen in Elektrostahlwerksnetzen erforderlich. Der nachfolgende Abschnitt ist den Ergebnissen der mathematischen Modellierung von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen gewidmet.

### 4.3 Digitale Simulation von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen mit TCR-Anlagen

Für Untersuchungen von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen wurden numerische Berechnungen mit Hilfe digitaler dreiphasiger mathematischer Modelle durchgeführt. Für die Berechnungen wurden die Programme SALOMON [2.52] und SEGEDA [2.51] verwendet, die für die digitalen Simulationen im Zeitbereich entwickelt wurden und die integrierten Modelle von TCR-Anlagen beinhalten. Das Bild 4.6 zeigt das dreiphasige Ersatzschaltbild des untersuchten Elektrostahlwerksnetzes. Dieses Schema

entspricht dem vereinfachten resonanzfähigen Netz vom Bild 4.5 a) mit einem Leistungskondensator als Blindleistungskompensationsanlage.

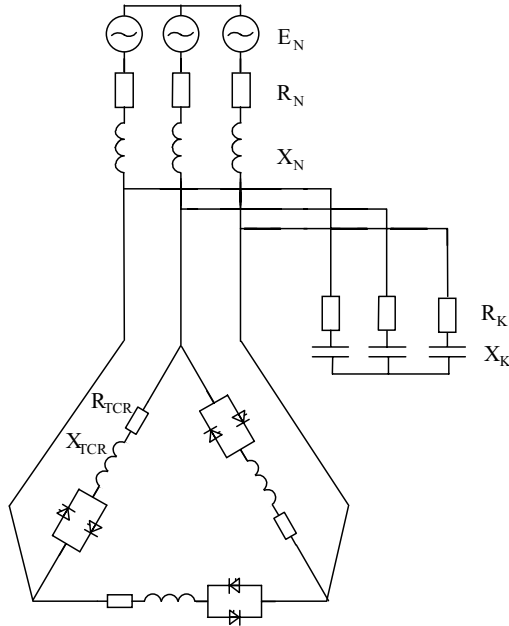


Bild 4.6: Ersatzschema des Elektrostahlwerksnetzes mit der Nachbildung der TCR-Anlage für die Berechnungen im Zeitbereich

Es wurden die Berechnungen der stationären Betriebszustände durchgeführt. Bei den Berechnungen blieb der vorgegebene TCR-Steuerwinkel  $\alpha$  symmetrisch und konstant. Die Kondensatorimpedanz  $\underline{Z}_K = R_K - j \cdot X_K$  wurde variiert. Die gewonnenen Strom- und Spannungsverzerrungen im Schema wurden miteinander verglichen und analysiert. Die Berechnungen wurden für die verschiedenen Steuerwinkel wiederholt und damit für den gesamten TCR-Steuerbereich  $\alpha = 90 \dots 180$  Grad durchgeführt. Es wurden die Bedingungen der Entstehung der Resonanzen für die einzelnen Harmonischen untersucht.

Das Bild 4.7 stellt das Beispiel der zusammengefassten Simulationsergebnisse für die Untersuchungen des Resonanzzustandes mit einer resonanzverstärkten 5. Harmonischen in

einem Elektrostahlwerksnetz mit einer TCR-Anlage mit einer Nennleistung von 128 Mvar dar.

Im Bild 4.7 a) sind die relativen Beträge der 5. Spannungsharmonischen (in Bezug auf die Spannungsgrundschiwingung  $U_5 / U_1$ ) am Anschlussknotenpunkt des TCR in Abhängigkeit vom TCR-Steuerwinkel  $\alpha$  gezeigt. Im Bild 4.7 b) sind die entsprechenden Beträge der 5. Stromharmonischen des TCR-Leiterstromes (in Bezug auf den Strommaximalwert der Grundschiwingung bei völlig geöffneten Thyristoren  $I_5 / I_{\max}$ ) dargestellt.

Im Bild 4.7 sind die Ergebnisse der Modellierung der zwei Grenzfälle (Parallelresonanzfall und Reihenresonanzfall) dargestellt. Im Fall der Parallelresonanz wird der Resonanzkreis durch die Netzinduktivität  $L_N$  und die Kondensatorkapazität  $C$  gebildet. Dabei gilt die folgende Resonanzbedingung:

$$X_{K_h} = X_{N_h} \quad (4.8)$$

Die nach dem Ersatzschaltbild 4.5 b) berechnete Resonanzfrequenz:

$$h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}} = \sqrt{\frac{X_{K_1}}{X_{N_1}}} \quad (4.9)$$

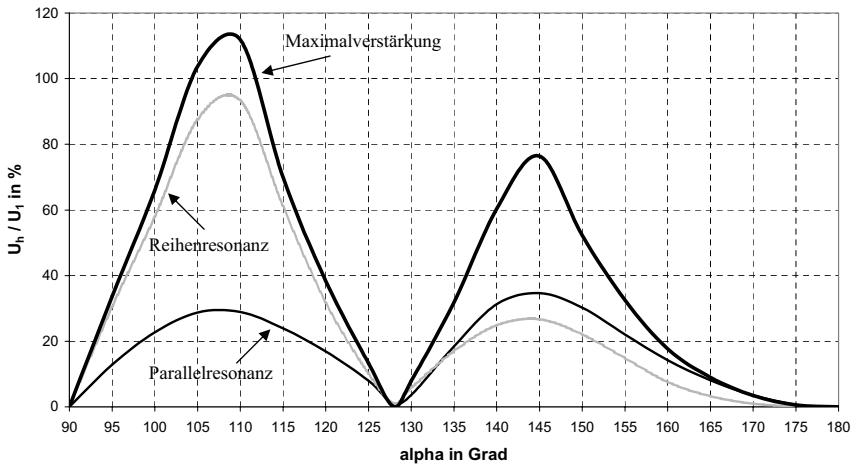
beschreibt den entsprechenden Resonanzzustand im Netz unter der konventionellen Annahme  $X_{K_h} = \frac{X_{K_1}}{h}$ ,  $X_{N_h} = X_{N_1} \cdot h$  mit  $X_{K_1}$ ,  $X_{N_1}$  - die Grundfrequenzreaktanzen der Kondensatorbatterie und des speisenden Netzes unter Vernachlässigung der ohmschen Widerstände der Netzelemente.

Der Fall der Resonanz im Kreis mit den parallelgeschalteten TCR- und Netzinduktivitäten  $L_{\text{TCR}}$  und  $L_N$ , die in Reihe mit der Kondensatorkapazität  $C$  geschaltet sind, kann als Reihenresonanz bezeichnet werden. Bild 4.5 c) zeigt das entsprechende Ersatzschaltbild.

Dabei ist die Resonanzbedingung:

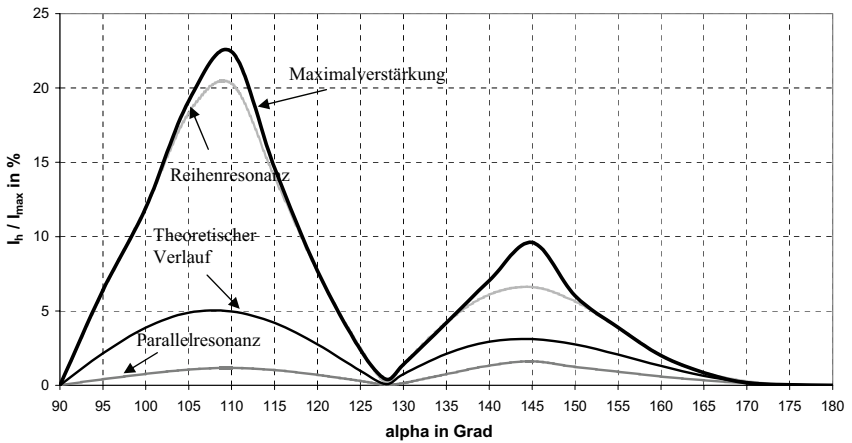
$$X_{K_h} = X_{N_h} \parallel X_{\text{TCR}_h} = \frac{X_{N_h} \cdot X_{\text{TCR}_h}}{X_{N_h} + X_{\text{TCR}_h}} \quad (4.10)$$

### 5. Harmonische



a)

### 5. Harmonische



b)

Bild 4.7: Pegel der 5. Harmonischen im Elektrostahlwerksnetz mit einer TCR-Anlage im symmetrischen Betriebszustand bei der Änderung des Steuerwinkels  
a) Spannungsharmonische  
b) Stromharmonische

Unter Annahme

$$L_{\text{TCR}_h} = L_{\text{TCR}} \quad (4.11)$$

kann die entsprechende Resonanzfrequenz wie folgt berechnet werden:

$$h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}} = \sqrt{\frac{X_{K_1} \cdot (X_{N_1} + X_{\text{TCR}_1})}{X_{N_1} \cdot X_{\text{TCR}_1}}} \quad (4.12)$$

Hier ist auch  $X_{K_h} = \frac{X_{K_1}}{h}$ ,  $X_{N_h} = X_{N_1} \cdot h$  und  $X_{\text{TCR}_h} = X_{\text{TCR}_1} \cdot h$  mit  $X_{K_1}$ ,  $X_{N_1}$ ,  $X_{\text{TCR}_1}$  - Grundfrequenzreaktanzen der Kondensatorbatterie, des speisenden Netzes und des TCR.

Der Vergleich der nach den Formeln (4.10) und (4.12) bestimmten Resonanzfrequenzen zeigt, dass die Reihenresonanzfrequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}}$  höher als die Parallelresonanzfrequenz  $h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}}$  ist (bei gleichen Werten von  $X_K$ ).

Es ist unschwer zu erkennen, dass die Resonanzfrequenz im Kreis bei der Verwendung der Formeln (4.5) oder (4.6) statt (4.11) Werte annimmt, die im Bereich zwischen  $h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}}$  und  $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}}$  liegen.

Dies ist damit verbunden, dass die Gleichungen (4.5), (4.6) die Verhältnisse

$$L_{\text{TCR}_h} > L_{\text{TCR}} \quad (4.13)$$

bei allen Harmonischen  $h$  und Durchlasswinkel  $\sigma < 180$  Grad liefern.

Aus diesem Grund wurde der Fall der Reihenresonanz unter Berücksichtigung der TCR-Induktivität nach (4.11) als Grenzfall untersucht. Im Bild 4.7 entspricht die Bezeichnung „Reihenresonanz“ diesem Zustand.

Für die Grenzfälle wurden die Kondensatorparameter ausgehend von den Formeln (4.9) und (4.12) bestimmt und dann wurde der TCR-Steuerwinkel von 90 bis 180 Grad variiert.

Im Bild 4.7 b) sind auch die theoretischen Werte der 5. Stromharmonischen in Abhängigkeit vom Steuerwinkel (nach Formel (4.2) berechnet) dargestellt.

Die weiteren Kurven fassen die nach dem Kriterium der maximalen Beträge der 5. Spannungsharmonischen am Anschlussknotenpunkt gefundenen Werte zusammen. Die entsprechenden Werte wurden bei der Variation der Kondensatorkapazität für jeden betrachteten Steuerwinkel gewonnen. Die zusammenfassenden Kurven der Strom- und Spannungsüberschwingungsbeträge sind mit der Beschriftung „Maximalverstärkung“ im Bild 4.7 bezeichnet.

Aus den dargestellten Kurven sieht, dass der Fall der Parallelresonanz im Netz mit der TCR-Anlage nicht dem Fall der maximalen Strom- sowie Spannungsverzerrungen im Schema entspricht. Man sieht (z. B. beim Steuerwinkel  $\alpha = 110$  Grad), dass der Maximalbetrag der 5. Spannungsharmonischen 3.87mal größer als der entsprechenden Betrag der 5. Harmonischen im Fall der Parallelresonanz ist. Bei den Stromüberschwingungen ist dieses Verhältnis noch gravierender:  $I_{5(\text{Max})}^* / I_{5(\text{Par})}^* = 19.08$ .

Ähnlich den mitschwingenden Stromharmonischen bei Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen mit Drehstrom-Lichtbogenöfen oder bei Magnetsystemen der Ofentransformatoren als Überschwingungsquellen unterdrückt sich die mitschwingende 5. Harmonische des TCR-Stromes im Fall der Parallelresonanz erheblich. Im dargestellten Beispiel bei einem TCR-Steuerwinkel von  $\alpha = 110$  Grad beträgt das Verhältnis zwischen dem Stromwert bei Parallelresonanz und dem theoretischen Wert (nach (4.2) definiert) der 5. Stromharmonischen:  $I_{5(\text{Theor})}^* / I_{5(\text{Par})}^* = 4.24$ .

Im Bild 4.7 ist zu sehen, dass die unter der Bedingung der Reihenresonanz gewonnenen Werte der 5. Stromharmonischen eine wesentlich bessere Annäherung an die ermittelten maximalen Werte der 5. Stromüberschwingungen aufweisen als die Stromwerte, die dem Zustand der Parallelresonanz entsprechen.

Über die 5. Spannungsharmonische im Resonanzzustand ist so pauschal jedoch nichts zu sagen. Es ist zu sehen, dass der Betrag der 5. Spannungsharmonischen im Zustand der Reihenresonanz im Netz eine gute Annäherung an die entsprechenden maximalen Werte im Bereich der kleineren TCR-Steuerwinkel aufweist. Bei Vergrößerung des Steuerwinkels unterscheidet sich der Betrag der 5. mitschwingenden Spannungsharmonischen im Reihenresonanzzustand von den ermittelten maximalen Werten wesentlich. Das ist damit verbunden, dass sich die Werte der Kondensatorkapazitäten, bei denen die maximalen

Spannungsverzerrungen im Netz auftreten, in Abhängigkeit von einer Änderung des TCR-Steuerwinkels (von  $\alpha = 90$  bis  $\alpha = 180$  Grad) ändern. Diese Änderung erfolgt quasi-monoton von dem Wert, der dem Reihenresonanzzustand entspricht (nach Formel (4.10) berechnet, Steuerwinkel  $\alpha = 90$  Grad, TCR-Thyristoren sind völlig geöffnet), zu dem Wert, der dem Parallelresonanzzustand entspricht (nach Formel (4.8) berechnet, Steuerwinkel  $\alpha = 180$  Grad, Thyristoren sind gesperrt). Dies ist mit der Änderung der äquivalenten TCR-Induktivität  $L_{\text{TCR}_h}$  im Resonanzkreis verbunden.

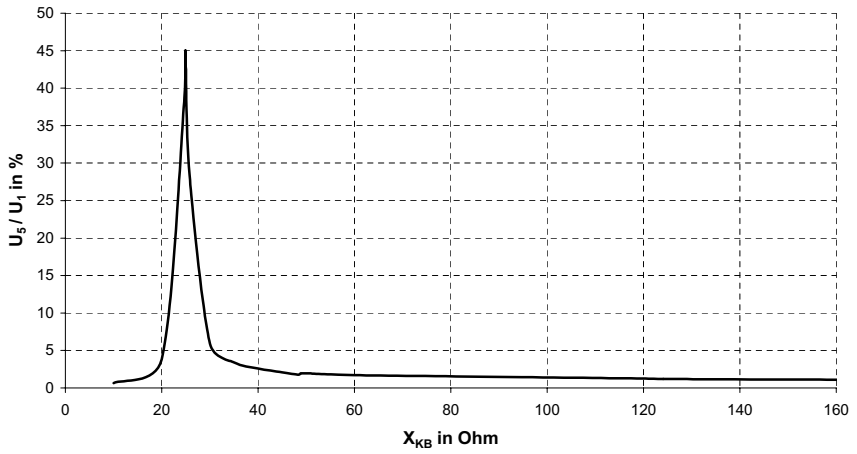
Bild 4.8 präsentiert die Änderung des Betrages der 5. Spannungsharmonischen sowie der 5. TCR-Leiterstromharmonischen in einem Elektrostahlwerksnetz mit einem 50-Mvar-TCR bei einem konstanten TCR-Steuerwinkel von  $\alpha = 110$  Grad und bei Variation der Grundschnwingungskondensatorimpedanz  $X_{\text{KB}}$ .

Es ist im Bild zu sehen, dass das Resonanzmaximum der Spannung nur einmal auftritt, obwohl die Kondensatorimpedanzen im relativ weiten Bereich variiert wurden. Dieses Spannungsmaximum entspricht der Resonanzbedingung (4.10) unter Annahme (4.6). Der entsprechende Wert der Kondensatorimpedanz  $X_{\text{KB}}$  befindet sich im Bereich zwischen dem nach (4.12) bestimmten Wert (Fall der Reihenresonanz) und dem nach (4.9) berechneten Wert (Fall der Parallelresonanz). Beim Strom ergibt sich der Maximalwert der mitschwingenden 5. Harmonischen auch im gleichen Zustand wie das Spannungsmaximum. Wie schon im Bild 4.7 gezeigt, unterdrückt sich die mitschwingende Oberschwingungsstromkomponente im Zustand der Parallelresonanz. Dieser Zustand entspricht dem Stromminimum im Bild 4.8 b). Weitere im Bild 4.8 b) bemerkbare kleinere Änderungen des Betrages der 5. Strom Oberschwingungen sind mit den Resonanzerscheinungen für die 7. Harmonische verbunden. Die ergeben sich in der Nähe des Wertes  $X_{\text{KB}} = 48.5$  Ohm.

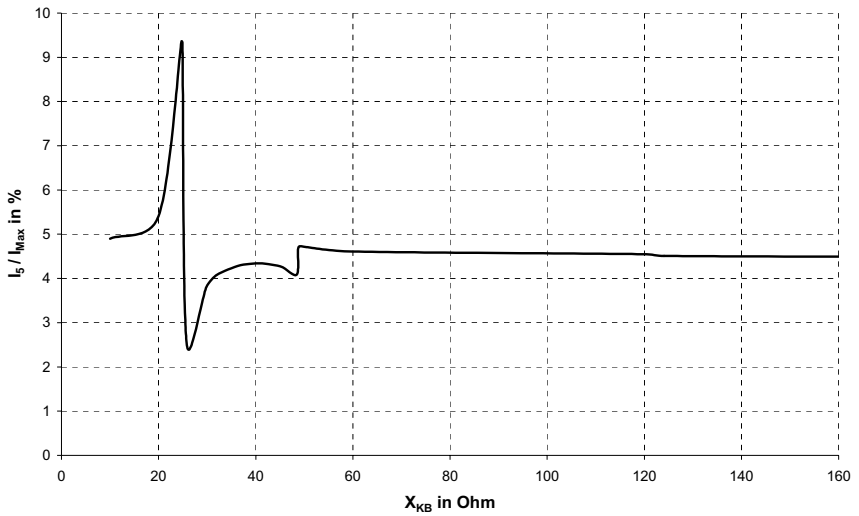
Ähnliche Zusammenhänge wurden für andere TCR-typische Harmonische gewonnen.

Aus den Ergebnissen der digitalen Simulation von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen mit TCR-Anlagen lässt sich schließen, dass sich die TCR-Anlage ähnlich wie die in den Kapitel 2 und 3 betrachteten nichtlinearen induktiven Belastungen in Resonanzzuständen verhalten. Aber im Gegensatz zu Drehstrom-Lichtbogenöfen und nichtlinearen Magnetsystemen von Ofentransformatoren bleibt die äquivalente Induktivität der TCR-Anlage im Resonanzkreis nicht konstant, sondern hängt von der Ordnungszahl der Harmonischen sowie vom TCR-Steuerwinkel ab.





a)



b)

Bild 4.8: Änderung der 5. Harmonischen im Elektrostahlwerksnetz mit einer TCR-Anlage im symmetrischen Betriebszustand (TCR-Steuerwinkel  $\alpha = 110$  Grad)

- a) Spannungsharmonische,
- b) TCR-Leiterstromharmonische

Die Berechnungsergebnisse haben bestätigt, dass die Verwendung des Ersatzschaltbildes der TCR-Anlage als Oberschwingungsspannungsquelle in Reihe zur inneren Impedanz des äquivalenten TCR-Reaktors entsprechend dem Bild 4.5 c) hinsichtlich der Bestimmung der Resonanzfrequenz im Netz korrekter ist, als die konventionelle vereinfachte Betrachtung des TCR als eine ideale Stromquelle mit unendlicher inneren Impedanz (Bild 4.5 b)).

Auf der Grundlage der durchgeführten Simulationsrechnungen wurde festgestellt, dass die folgende Formel für die Bestimmung der Resonanzfrequenz im Netz empfohlen werden kann:

$$h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ-Äq}} = \sqrt{\frac{X_{K1} \cdot (X_{N1} + X_{\text{TCR1}} \cdot K(h, \sigma))}{X_{N1} \cdot X_{\text{TCR1}} \cdot K(h, \sigma)}} \quad (4.12)$$

mit

$$K(h, \sigma) = \frac{\pi}{\sigma - \frac{\sin(h \cdot \sigma)}{h}} = \frac{\pi \cdot h}{h \cdot \sigma - \sin(h \cdot \sigma)} \quad (4.13)$$

Dabei kann die Kondensatorgrundfrequenzreaktanz wie folgt berechnet werden:

$$X_{K1} = \frac{(h_{\text{Rez}})^2 \cdot X_{N1} \cdot X_{\text{TCR1}} \cdot K(h, \sigma)}{X_{N1} + X_{\text{TCR1}} \cdot K(h, \sigma)} \quad (4.14)$$

Für die vollständige Bestätigung der Korrektheit der Verwendung des Ersatzschaltbildes des TCR im Frequenzbereich und sich darauf beziehender Betrachtung der TCR-Anlage bei der Analyse von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen sind jedoch weitere Untersuchungen erforderlich. Die nachfolgenden Abschnitte sind den analytischen Untersuchungen der Resonanzerscheinungen in Netzen mit TCR-Anlagen gewidmet.

#### **4.4 Analytische Untersuchung von Resonanzbedingungen in elektrischen Kreisen mit TCR-Anlagen auf der Grundlage der Darstellung im Zustandsraum**

Untersuchungen der Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen auf der Grundlage der digitalen Simulation sind immer mit wesentlichen rechentechnischen und zeitlichen Aufwand verbunden. Dabei können auch einige, wahrscheinlich wichtige Betriebszustände,

unberücksichtigt bleiben. Die Kompliziertheit der Durchführung der Analyse von Resonanzzuständen in elektrischen Kreisen mit TCR-Anlagen als Oberschwingungsquellen (im Vergleich zu Kreisen mit Drehstrom-Lichtbogenöfen oder Magnetsystemen der Ofentransformatoren als Oberschwingungsquellen) bedingt die Notwendigkeit der zusätzlichen Untersuchungen des TCR-Betriebes mit der möglichst vollständigen Darstellung aller Betriebszustände des TCR. Dafür sind analytische Methoden am besten geeignet.

Zur Untersuchung von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen mit TCR-Anlagen wurde die analytische Darstellung der elektrischen Kreise mit thyristorgesteuerten Anlagen im Zustandsraum verwendet. Das Verfahren zur analytischen Beschreibung und Berechnung von Drehstromsystemen mit thyristorgesteuerten Anlagen wurde von Prof. G. Herold für die 6-pulsigen Stromrichterschemen entwickelt [4.7] - [4.10] und durch die Arbeiten von Dr. Ch. Weindl auf weitere Schemen mit leistungselektronischen Anlagen ausgedehnt und weiterentwickelt [4.11] – [4.18]. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden Resonanzerscheinungen in einem elektrischen Netz mit einer symmetrisch betriebenen TCR-Anlage auf der Grundlage dieses Verfahrens untersucht.

#### 4.4.1 Raumzeiger und Nullgrößen

Das verwendete Verfahren zur Analyse von Resonanzerscheinungen im Zustandsraum basiert auf der Beschreibung eines Drehstromsystems mit Hilfe von Raumzeiger und Nullgrößen. Dafür ist die Durchführung der Raumzeigertransformation erforderlich [4.19].

Für ein Dreiphasensystem gilt, dass zu jedem Zeitpunkt  $t$  die drei voneinander unabhängigen Momentanwerte  $v_R, v_S, v_T$  des Stromes oder der Spannung auftreten. Somit kann eine konstante (für den ausgewählten Zeitpunkt  $t$ ) Größe  $v_0$  von ihnen abgetrennt werden, so dass die Bedingung

$$(v_R - v_0) + (v_S - v_0) + (v_T - v_0) = v'_R + v'_S + v'_T = 0 \quad (4.15)$$

erfüllt wird. Für die abgetrennte Größe  $v_0$  gilt die Bedingung:

$$v_0 = \frac{1}{3}(v_R + v_S + v_T) \quad (4.16)$$

Die Größe  $v_0$  wird als Nullgröße (oder homopolare Größe) bezeichnet. Die Nullgröße ist allen bekannten Transformationen für Drehstromsysteme gemeinsam.

Das nach Abspaltung der Nullgröße verbleibende Dreiphasensystem kann entsprechend der Gleichung (4.15) durch zwei voneinander unabhängige Größen komplett beschrieben werden. Dadurch kann das nach (4.15) transformierte Drehstromsystem durch eine komplexe Zahl vollständig beschrieben werden:

$$\underline{v} = \frac{2}{3}(v'_R + \underline{a} \cdot v'_S + \underline{a}^2 \cdot v'_T) = \frac{2}{3}(v_R + \underline{a} \cdot v_S + \underline{a}^2 \cdot v_T) \quad (4.17)$$

mit  $\underline{a} = e^{j\frac{2\pi}{3}}$  - Drehoperator.

Die komplexe Größe  $\underline{v}$  wird als Raumzeiger bezeichnet.

Die originären Dreiphasengrößen  $v_R, v_S, v_T$  können natürlich aus Raumzeiger und Nullgröße durch die Rücktransformation zurückgewonnen werden.

Raumzeiger Hin- und Rücktransformation können in Matrixform wie folgt dargestellt werden:

$$\begin{bmatrix} v_0 \\ \underline{v} \\ \underline{v}^* \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 2 & 2 \cdot \underline{a} & 2 \cdot \underline{a}^2 \\ 2 & 2 \cdot \underline{a}^2 & 2 \cdot \underline{a} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_R \\ v_S \\ v_T \end{bmatrix} \quad (4.18)$$

$$\begin{bmatrix} v_R \\ v_S \\ v_T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \\ 1 & \frac{1}{2} \cdot \underline{a}^2 & \frac{1}{2} \cdot \underline{a} \\ 1 & \frac{1}{2} \cdot \underline{a} & \frac{1}{2} \cdot \underline{a}^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_0 \\ \underline{v} \\ \underline{v}^* \end{bmatrix} \quad (4.19)$$

mit  $\underline{v}^*$  - konjugiert komplexe Größe des Raumzeigers.

Dabei gilt (4.18) für Hin- und (4.19) für Rücktransformation der zu untersuchenden Werte.

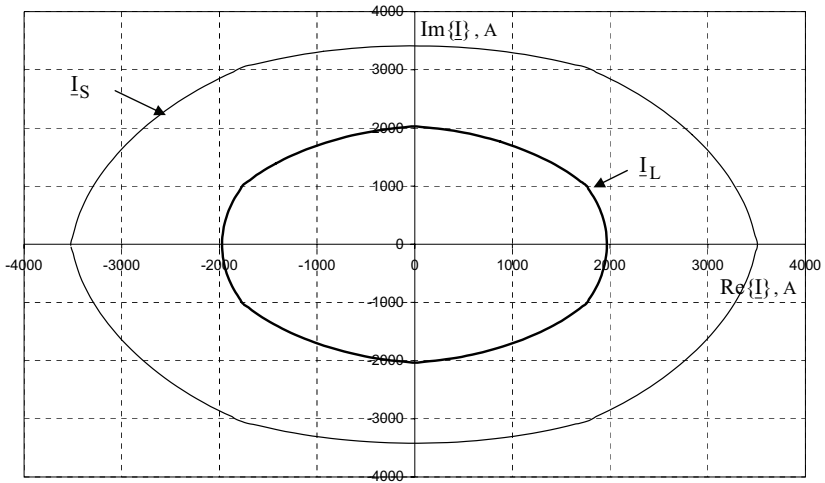
Das Bild 4.9 zeigt den Hodograph der nach (4.17) bestimmten Raumzeiger der Leiter- und Strangströme eines TCR für den Fall des TCR-Betriebes mit einem Steuerwinkel von  $\alpha = 95$  Grad im resonanzfreien Zustand (Bild 4.9. a) – vgl. Bild 4.3 für die Momentanwerte) und mit einer Resonanzverstärkung der 5. Harmonischen bei dem gleichen TCR-Steuerwinkel (Bild 4.9 b)).

Die Beschreibung des Drehstromsystems mit Hilfe von Raumzeiger und Nullgröße bietet gegenüber der konventionellen Darstellung des Dreiphasensystems in natürlichen Koordinaten den Vorteil vereinfachter mathematischer Modelle und erleichtert dadurch die Durchführung analytischer Untersuchungen.

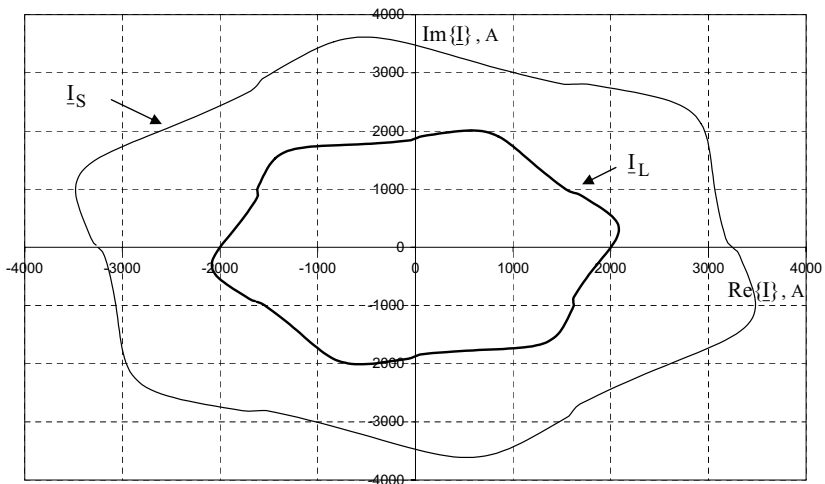
#### **4.4.2 Betriebs-Modi einer TCR-Anlage bei symmetrischer Steuerung und Raumzeiger-Ersatzschaltbilder**

Im Bild 4.3 sind die Stromzeitverläufe einer SVC-Anlage bei symmetrischer Steuerung über eine Grundfrequenzperiode dargestellt. Im Bild sind die Leiterströme sowie die Reaktorströme (Strangströme) gezeigt. Es ist zu sehen, dass sich die Zeitverläufe abgesehen vom Vorzeichen der Strommomentanwerte wiederholen, und dass die Schaltvorgänge zyklisch ablaufen. Die Dauer des Wiederholungsintervalls beträgt  $\pi/3$  oder 60 Grad. Dies ermöglicht die Durchführung einer Analyse der stationären Resonanzvorgänge in einem Elektrostahlwerksnetz mit einer TCR-Anlage nur innerhalb eines Betrachtungsintervalls von 60 Grad.

Im Bild 4.10 sind die möglichen Betriebs-Modi der TCR-Anlage bei symmetrischen Steuerungen nach [4.15] zusammengefasst. Der linke Teil des Bildes stellt schematisch die Änderung der Anzahl leitender Ventile des TCR sowie die Dauer des leitenden Zustandes in der Abhängigkeit vom Steuerwinkel  $\alpha$  im Betrachtungsintervall  $[0 \dots \pi/3]$  dar. Es ist zu sehen, dass ein symmetrischer TCR-Betrieb durch drei verschiedene Modi charakterisiert werden kann. Die Modi unterscheiden sich durch die Anzahl der abwechselnd leitenden TCR-Ventile. Ausgehend von einer Bezeichnung der TCR-Betriebs-Modi nach der maximalen Anzahl der leitenden Ventile im betrachteten Modus kann der Unterschied zwischen den einzelnen Modi leicht erkannt werden. Im Modus 3 sind drei und zwei Ventile abwechselnd leitend, im Modus 2 - zwei und abwechselnd eins, im Modus 1 leitet nur ein Ventil den Strom und es treten stromlose Pausen auf.



a)



b)

Bild 4.9: Raumzeiger-Hodograph für die TCR-Leiter- und Strangströme bei einem Steuerwinkel von  $\alpha = 95$  Grad:

- a) Resonanzfreies Netz,
- b) Resonanzverstärkung der 5. Harmonischen

In der Tabelle im rechten Teil des Bildes 4.10 sind die weiteren Charakteristiken der TCR-Betriebs-Modi aufgelistet. In der Tabelle sind der Steuerwinkel  $\alpha$ , der Durchlasswinkel  $\sigma$ , die Dauer der Stromführung  $\beta$  der maximalen Anzahl der leitenden Ventile im entsprechenden Modus aufgeführt.

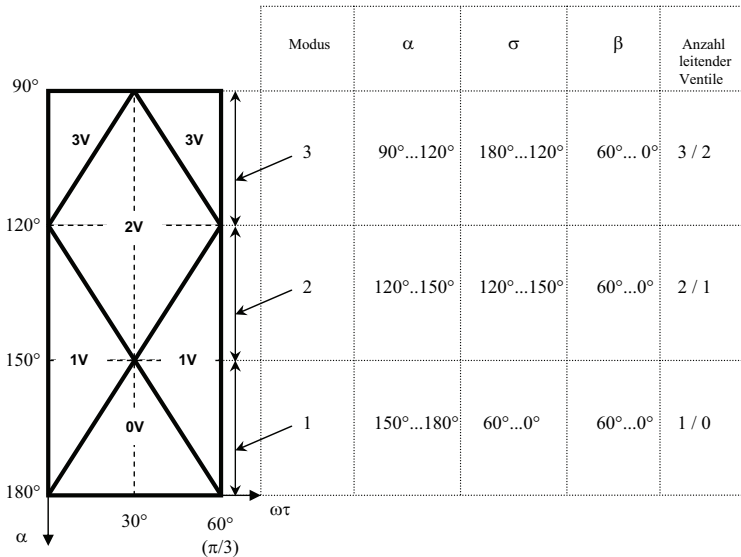


Bild 4.10: Betriebs-Modi eines TCR bei symmetrischer Steuerung

Das Bild 4.11 stellt die Ersatzschaltbilder einer TCR-Anlage bei symmetrischer Steuerung für alle oben genannten möglichen Fälle der Ventil-Stromführung dar. Dabei kann das Ersatzschema des TCR im Modus 3 als die Kombination der Ersatzschaltbilder a) und b) betrachtet werden, im Modus 2 – als die Kombination der Ersatzschaltbilder b) und c), im Modus 1 – als die Kombination der Ersatzschaltbilder c) und d).

Auf der Grundlage einer solchen TCR-Darstellung wurden in [4.15] verallgemeinerte Raumzeiger-Ersatzschaltbilder eines dreiphasigen elektrischen Netzes mit einer TCR-Anlage entwickelt.

Das Bild 4.12 präsentiert die vom Autor der vorliegenden Arbeit konkretisierten Raumzeiger-Ersatzschemen des zu untersuchenden Testnetzes (nach Bild 4.6).

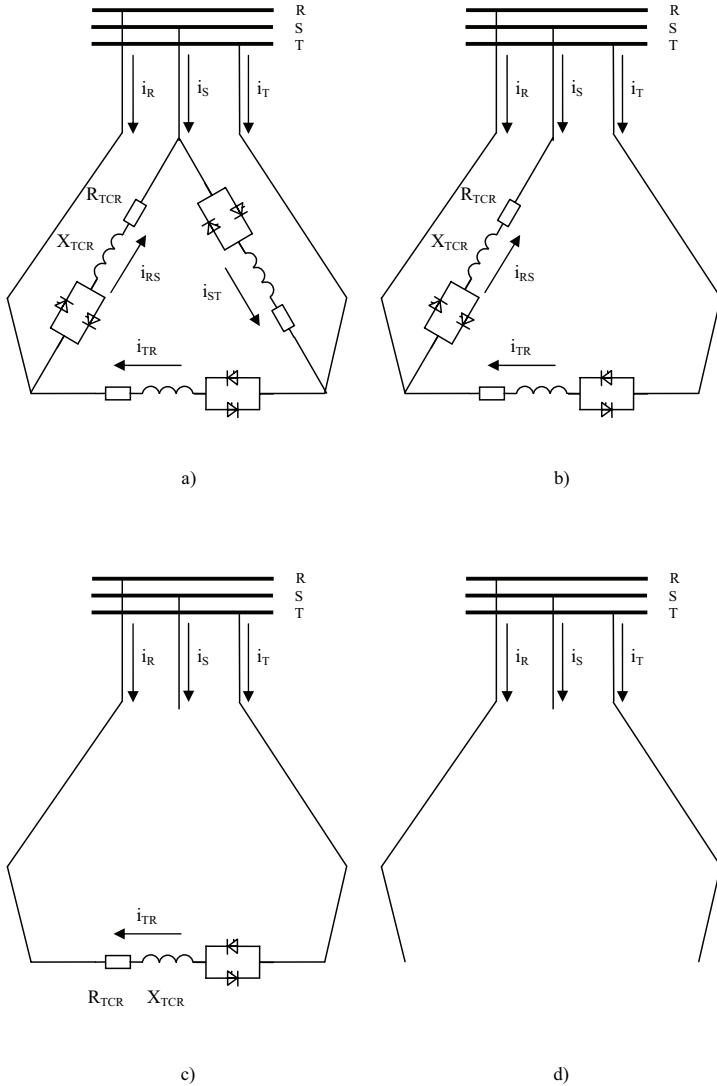
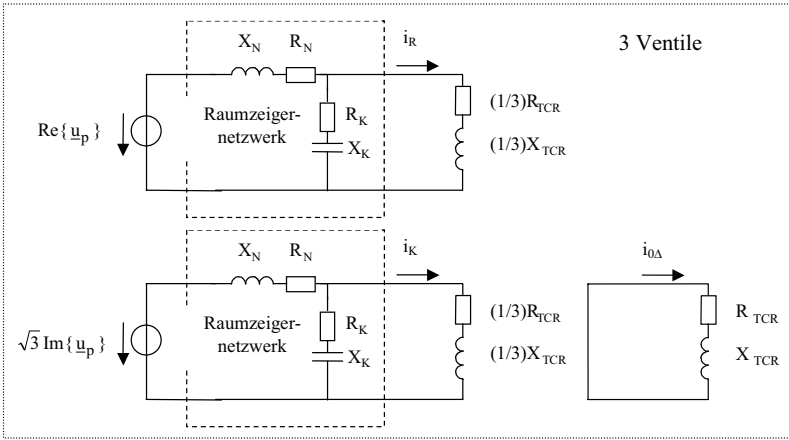


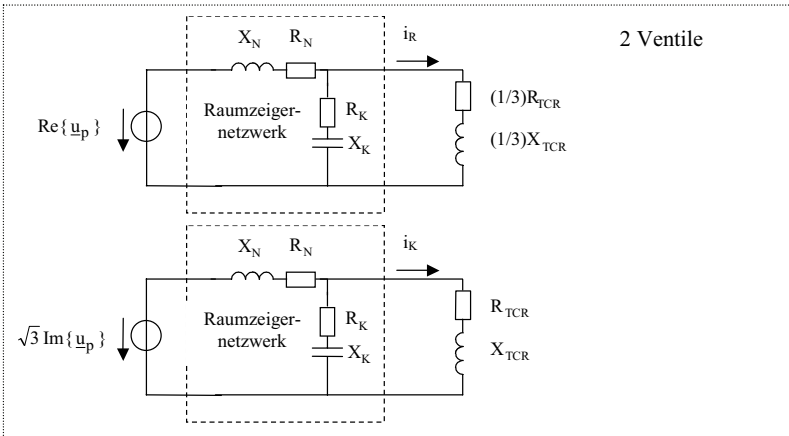
Bild 4.11: Ersatzschaltbilder einer TCR-Anlage unter der symmetrischen Steuerung:

- a) Zustand mit 3 leitenden Ventile,
- b) Zustand mit 2 leitenden Ventil,
- c) Zustand mit 1 leitenden Ventil,
- d) Zustand mit 0 leitenden Ventilen





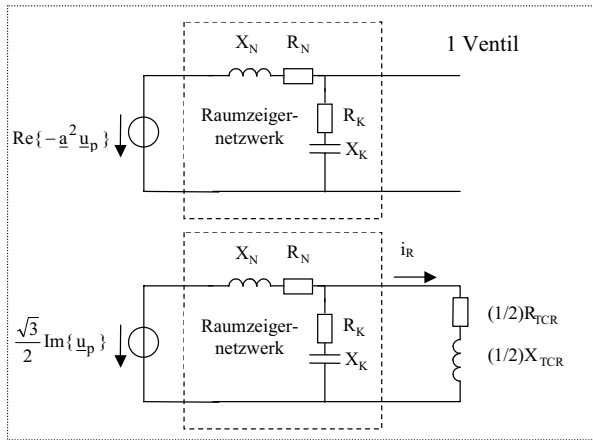
a)



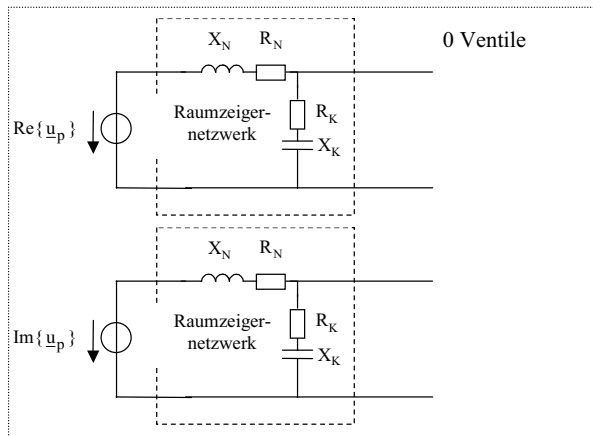
b)

Bild 4.12: Raumzeiger-Ersatzschaltbilder eines Elektrostahlwerksnetzes mit der TCR-Anlage bei symmetrischer Steuerung:

- a) Zustand mit 3 leitenden Ventile,
- b) Zustand mit 2 leitenden Ventile,



c)



d)

Bild 4.12: Raumzeiger-Ersatzschaltbilder eines Elektrostahlwerksnetzes mit der TCR-Anlage bei symmetrischer Steuerung:  
(Fortsetzung):

- c) Zustand mit 1 leitenden Ventile,
- d) Zustand mit 0 leitenden Ventilen

Im Bild 4.12 sind:

$\underline{u}_p$  - Raumzeiger der speisenden Spannung des erregenden Drehstromsystems,

$i_R$  - Strom des Leiters R,

$i_K$  - Differenzstrom, ( $i_K = i_S - i_T$ ),

$i_m$  - Kreisstrom in der TCR-Dreieckschaltung,  $i_m = \frac{1}{3} \cdot (i_T - i_R)$ ,

$i_{0\Delta}$  - Transienter Nullstrom, ( $i_{0\Delta} = i_m + \frac{1}{2} \cdot i_R + \frac{1}{6} \cdot i_K$ ).

Die nach den im Bild 4.12 präsentierten Raumzeiger-Ersatzschaltbilder erstellten Systemen der Differentialgleichungen beschreiben den stationären TCR-Betrieb bei symmetrischer TCR-Steuerung in allen Modi vollständig.

#### 4.4.3 Analyse von Resonanzzustände in Elektrostahlwerksnetzen mit Hilfe der Raumzeiger-Darstellung

Schematisch kann das Gleichungssystem für einen TCR-Betriebs-Modus wie folgt dargestellt werden:

$$\mathbf{K} \cdot \mathbf{C} = \mathbf{Y} \quad (4.20)$$

mit  $\mathbf{K}$  - Koeffizientenmatrix,

$\mathbf{C}$  - Vektor der Anfangswerte der transienten Eigenschwingungen,

$\mathbf{Y}$  - Vektor der partikulären Teillösungen des Gleichungssystems.

In [4.10], [4.11], [4.15] wurde darauf hingewiesen, dass die Minima der Determinante der erstellten Koeffizientenmatrix  $\mathbf{K}$  die entstehenden Resonanzzustände im Drehstromsystem charakterisieren.

Für die Analyse der Resonanzzustände im Testschema des Elektrostahlwerksnetzes mit der TCR-Anlage (nach Bild 4.6 bzw. Bild 4.12) wurden die Änderungen der Determinante

det(**K**) bei der Variation der Kondensatorimpedanzen  $X_K$ ,  $R_K$  im Rahmen der vorliegenden Arbeit untersucht.

In [4.15] sind die Koeffizientenmatrizen **K** für jeden TCR-Betriebs-Modus in verallgemeinerten Formen präsentiert.

Die Koeffizientenmatrix für den Modus 1 sieht wie folgt aus:

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} -\mathbf{E} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{V}_{12}\mathbf{R}_{12}\mathbf{V}_{12}^{-1} \\ \mathbf{0} & -2\mathbf{E} & \sqrt{3}\mathbf{V}_{11}\mathbf{R}_{11}\mathbf{V}_{11}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & 4\mathbf{V}_R\mathbf{R}_R\mathbf{V}_R^{-1} & -\sqrt{3}\mathbf{E} & -3\mathbf{E} \\ -2\mathbf{V}_1\mathbf{R}_1\mathbf{V}_1^{-1} & \mathbf{0} & -\sqrt{3}\mathbf{E} & \mathbf{E} \end{bmatrix} \quad (4.21)$$

mit **E** - Einheitsmatrix,

**0** - Nullmatrix,

$\mathbf{R}_{11, 12, R, 1}$  - Diagonalmatrix der exponierten Eigenwerte des Stromkreises 11, 12,  
R und 1 am Ende des Gültigkeitsintervalls,

$\mathbf{V}_{11, 12, R, 1}$  - Modalmatrix des entsprechenden Stromkreises.

Diagonalmatrix  $\mathbf{R}_{11, 12, R, 1}$  wird wie folgt definiert:

$$\mathbf{R}_{11, 12, R, 1} = \begin{cases} \mathbf{F}_{R, 1}(\beta) \\ \mathbf{F}_{11, 12}(\frac{\pi}{3} - \beta) \end{cases} \quad (4.22)$$

mit  $\mathbf{F}_{R, 1}(\beta)$ ,  $\mathbf{F}_{11, 12}(\frac{\pi}{3} - \beta)$  -Diagonalmatrizen der exponierten Eigenwerte der Stromkreise

R und 1 zum Winkel  $\beta$ , 11 und 12 zum Winkel  $\frac{\pi}{3} - \beta$ .

Die durch Indexe R, 1 gekennzeichneten Stromkreise entsprechen dem Zustand mit einem leitenden Ventil (nach Bild 4.12 c)). Die durch Indexe 11, 12 gekennzeichneten Stromkreise entsprechen dem Zustand mit keinem leitenden Ventil (nach Bild 4.12 d)).

Für den Modus 2 wurde in [4.15] die folgende Koeffizientenmatrix erstellt:

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} \mathbf{E} & \mathbf{E} & \mathbf{0} & 2\mathbf{V}_1\mathbf{R}_1\mathbf{V}_1^{-1} \\ 3\mathbf{E} & -\mathbf{E} & -4\mathbf{V}_{RE}\mathbf{R}_{RE}\mathbf{V}_{RE}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & -\mathbf{V}_k\mathbf{R}_k\mathbf{V}_k^{-1} & \mathbf{E} & -\frac{3}{2}\mathbf{E} \\ \mathbf{V}_R\mathbf{R}_R\mathbf{V}_R^{-1} & \mathbf{0} & -\mathbf{E} & -\frac{1}{2}\mathbf{E} \end{bmatrix} \quad (4.23)$$

mit  $\mathbf{R}_{1, RE, k, R}$  - Diagonalmatrix der exponierten Eigenwerte des Stromkreises 1, RE, k und R am Ende des Gültigkeitsintervalls,

$\mathbf{V}_{1, RE, k, R}$  - Modalmatrix des entsprechenden Stromkreises.

Diagonalmatrix  $\mathbf{R}_{1, RE, k, R}$  wurde wie folgt definiert:

$$\mathbf{R}_{1, RE, k, R} = \begin{cases} \mathbf{F}_{k, R}(\beta) \\ \mathbf{F}_{1, RE}(\frac{\pi}{3} - \beta) \end{cases} \quad (4.24)$$

mit  $\mathbf{F}_{k, R}(\beta)$ ,  $\mathbf{F}_{1, RE}(\frac{\pi}{3} - \beta)$  - Diagonalmatrizen der exponierten Eigenwerte der Stromkreise k und R zum Winkel  $\beta$ , 1 und RE zum Winkel  $\frac{\pi}{3} - \beta$ .

Die durch Indexe k, R gekennzeichneten Stromkreise entsprechen dem Zustand mit zwei leitenden Ventilen (nach Bild 4.12 b)). Die durch Indexe 1, RE gekennzeichneten Stromkreise entsprechen dem Zustand mit einem leitenden Ventil (nach Bild 4.12 c)).

Die Koeffizientenmatrix für den Modus 3 sieht wie folgt aus:

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix}
-E & E & \begin{bmatrix} 0 \\ \dots \\ 0 \end{bmatrix} & 0 & 2\mathbf{V}_{RE}\mathbf{R}_{RE}\mathbf{V}_{RE}^{-1} \\
3E & E & \begin{bmatrix} 0 \\ \dots \\ 0 \end{bmatrix} & -2\mathbf{V}_{KE}\mathbf{R}_{KE}\mathbf{V}_{KE}^{-1} & 0 \\
0 & -\mathbf{V}_K\mathbf{R}_K\mathbf{V}_K^{-1} & \begin{bmatrix} 0 \\ \dots \\ 0 \end{bmatrix} & E & 0 \\
\mathbf{V}_R\mathbf{R}_R\mathbf{V}_R^{-1} & 0 & \begin{bmatrix} 0 \\ \dots \\ 0 \end{bmatrix} & 0 & -E \\
[0 \dots 0] & [0 \dots 0] & 1 & [0 \dots 0] & [0 \dots 0] \\
\begin{bmatrix} 0 & \dots & 0 & \frac{1}{2}e^{-\frac{\beta}{\lambda_{TCR}}} \end{bmatrix} & \begin{bmatrix} 0 & \dots & 0 & \frac{1}{6}e^{-\frac{\beta}{\lambda_{TCR}}} \end{bmatrix} & e^{-\frac{\beta}{\lambda_{TCR}}} & \begin{bmatrix} 0 & \dots & 0 & \frac{1}{3} \end{bmatrix} & \begin{bmatrix} 0 & \dots & 0 \end{bmatrix}
\end{bmatrix} \quad (4.25)$$

mit  $\mathbf{R}_{KE, RE, K, R}$  - Diagonalmatrix der exponierten Eigenwerte der Stromkreise KE, RE, K und R am Ende des Gültigkeitsintervalls,  
 $\mathbf{V}_{KE, RE, K, R}$  - Modalmatrix des entsprechenden Stromkreises.

Diagonalmatrix  $\mathbf{R}_{KE, RE, K, R}$  wurde wie folgt definiert:

$$\mathbf{R}_{KE, RE, K, R} = \begin{cases} \mathbf{F}_{K, R}(\beta) \\ \mathbf{F}_{KE, RE}(\frac{\pi}{3} - \beta) \end{cases} \quad (4.26)$$

mit  $\mathbf{F}_{K, R}(\beta)$ ,  $\mathbf{F}_{KE, RE}(\frac{\pi}{3} - \beta)$  - Diagonalmatrizen der exponierten Eigenwerte der Stromkreisen K und R zum Winkel  $\beta$ , KE und RE zum Winkel  $\frac{\pi}{3} - \beta$ .

Die durch Indexe K, R gekennzeichneten Stromkreise entsprechen dem Zustand mit drei leitenden Ventilen (nach Bild 4.12 a)). Die durch Indexe KE, RE gekennzeichneten Stromkreise entsprechen dem Zustand mit zwei leitenden Ventilen (nach Bild 4.12 b)).

Die letzte Zeile in der Matrix K entsteht aufgrund der Berücksichtigung der transienten Nullstromkomponente (s. Bild 4.12 a)) [4.15].

#### 4.4.4 Ergebnisse der Untersuchungen von Resonanzzuständen in Elektrostahlwerksnetzen mit einer TCR-Anlage im Zustandsraum

In den Bildern 4.13 - 4.15 sind die Ergebnisse der Untersuchungen von Resonanzzuständen in Elektrostahlwerksnetzen mit einer TCR-Anlage präsentiert.

Bild 4.13 stellt die Abhängigkeiten der Determinanten der Koeffizientenmatrizen  $\mathbf{K}$  vom Steuerwinkel  $\alpha$  und von der Stromführung  $\beta$  für alle Betriebs-Modi eines TCR bei Variation der Kondensatorimpedanz  $X_{KB}$  im Raumzeiger-Schema vom Bild 4.12 dar. Es ist deutlich zu sehen, dass die Reihenfolge der Minima und der Maxima der Determinante der Koeffizientenmatrix  $\mathbf{K}$  durch die konsequente Periodizität in allen Betriebs-Modi charakterisiert werden kann. Bei der Änderung der Stromführung  $\beta$  ändert sich die Periodizität nicht. In allen Zuständen gruppieren sich die Minima der Determinante der Koeffizientenmatrix  $\mathbf{K}$  näher bestimmten Werten der Kondensatorimpedanzen  $X_{KB}$ .

Die Darstellung im Bild 4.14 stellt die Grenze, in denen die Werte der Determinanten der Koeffizientenmatrizen  $\mathbf{K}$  sich ändern, klar. In diesem Bild sind die Hülllinien der Maximal- sowie der Minimalwerte der Determinanten der Koeffizientenmatrizen  $\mathbf{K}$  bei der Variierung der Kondensatorimpedanz  $X_{KB}$  gezeigt. Die Werte der Kondensatorimpedanzen  $X_{KB}$ , die Parallel- sowie Reihenresonanzzustände in Elektrostahlwerksnetzen mit einer TCR-Anlage im Sinne der Ersatzschemen vom Bild 4.5 entsprechen, sind im Bild 4.14 gekennzeichnet. Es ist deutlich zu sehen, dass die Werte der Kondensatorimpedanzen  $X_{KB}$ , die den Minima der Determinanten der Koeffizientenmatrizen  $\mathbf{K}$  entsprechen, innerhalb der Wertebereiche zwischen der nach der Formel (4.8) (Parallelresonanzzustand) und nach der Formel (4.10) (Reihenresonanzzustand) berechneten Werten liegen. Es ist zu sehen, dass jedes Minimum der Determinante den Resonanzzustand für eine bestimmte Harmonische charakterisiert. Außerdem ist im Bild zu sehen, dass die Kondensatorimpedanzwerte  $X_{KB}$ , die den Minima der Determinanten entsprechen, bei der Vergrößerung des TCR-Steuerwinkels  $\alpha$  von 90 bis zu 180 Grad sich von dem Wert, der den Reihenresonanzzustand im Netz charakterisiert, zu dem Wert, der dem Parallelresonanzzustand entspricht, verschieben.

Bild 4.15 zeigt die Gegenüberstellung der Minima der Determinanten der Koeffizientenmatrix  $\mathbf{K}$  und der nach der Formel (4.14) theoretisch bestimmten Werte der Impedanzen  $X_{KB}$ , die den Resonanzzustand für ausgewählte Harmonische bei dem konkreten TCR-Steuerwinkel  $\alpha$  definieren. Im Bild ist zu sehen, dass die Formel (4.14) bei einem Steuerwinkel  $\alpha = 90$  Grad (völlig geöffnete TCR-Thyristoren) die Kondensatorimpedanzwerte  $X_{KB}$  liefert, die dem Zustand der Reihenresonanz im Netz im Sinne des Ersatzschaltbildes 4.5 c) entsprechen. Bei

dem TCR-Steuerwinkel  $\alpha = 180$  Grad (völlig gesperrte TCR-Thyristoren) liefert die Formel (4.14) die Kondensatorimpedanzwerte, die den Zustand der Parallelresonanz im Schema beschreiben.

Zur Darstellung im Bild 4.15 wurden die Kurven der Determinanten der Koeffizientenmatrizen  $\mathbf{K}$  gewählt, die die Grenzfälle des TCR-Betriebes (im Sinne des Übergangs vom einen zum anderen TCR-Betriebs-Modus) beschreiben. So entspricht die Kurve bei  $\beta = 60$  Grad im Bild 4.15 a) dem Zustand mit einem Steuerwinkel  $\alpha = 90$  Grad (drei leitende Ventile 60 Grad stromführend innerhalb des Betrachtungsintervalls  $[0 \dots 60]$  Grad), und die Kurve der Determinanten bei  $\beta = 0$  Grad entspricht im Bild 4.15 a) dem Zustand mit einem Steuerwinkel  $\alpha = 120$  Grad (die Dauer der zeitgleichen Stromführung drei leitender Ventile in dem Zustand gleich 0 Grad). In ähnlicher Weise wurden auch die weiteren Kurven der Determinanten im Bild 4.15 gebildet. So entspricht die Kurve bei  $\beta = 60$  Grad im Bild 4.15 b) dem Zustand mit einem Steuerwinkel  $\alpha = 120$  Grad (zwei leitende Ventile 60 Grad stromführend innerhalb des Betrachtungsintervalls  $[0 \dots 60]$  Grad), und die Kurve der Determinanten bei  $\beta = 0$  Grad entspricht im Bild 4.15 b) dem Zustand mit einem Steuerwinkel  $\alpha = 150$  Grad (die Dauer der zeitgleichen Stromführung zwei leitender Ventile in dem Zustand gleich 0 Grad). Die entsprechenden Kurven der Determinanten im Bild 4.15 c) beschreiben die Zustände mit einem TCR-Steuerwinkel  $\alpha = 150$  Grad (ein leitendes Ventil mit  $\beta = 60$  Grad) und mit dem TCR-Steuerwinkel  $\alpha = 180$  Grad (alle Ventile sind gesperrt). Es ist im Bild 4.15 zu sehen, dass die theoretische Formel (4.14) die Resonanzbedingungen im Schema sehr präzise definiert. Die Abweichungen der nach der Formel (4.14) bestimmten Werte der Kondensatorimpedanzen  $X_{KB}$  von den Werten, die aus der Analyse der Minima der Determinanten gewonnen wurden, sind kleiner als 1%. Dies bestätigt nochmals die Korrektheit der Verwendung der theoretischen Formel (4.14) für die Bestimmung der Resonanzzustände in Elektrostahlwerksnetzen mit TCR-Anlagen. Mit Hilfe der Formel (4.14) kann das Ersatzschema der TCR-Anlage für die Analyse der Resonanzzustände korrekt gebildet werden.



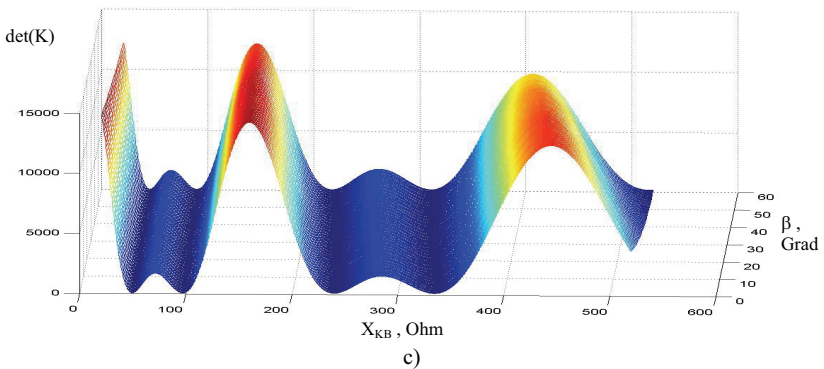
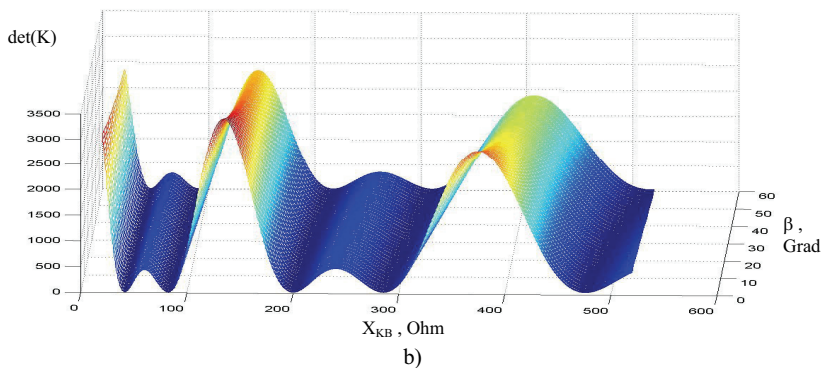
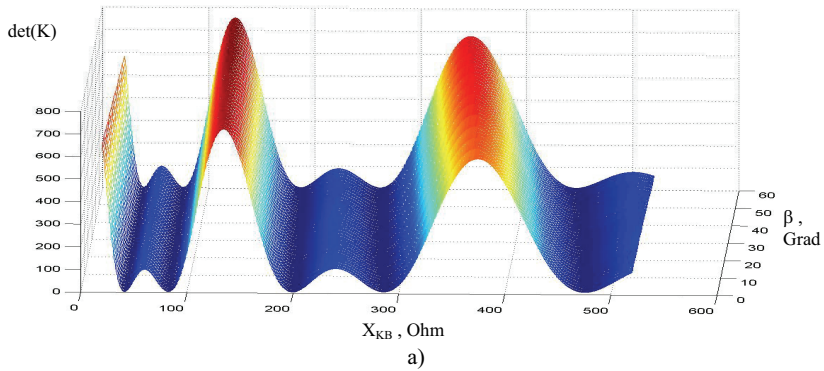
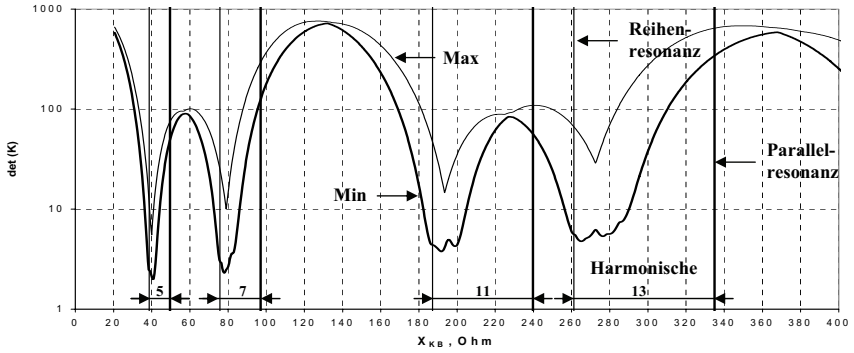
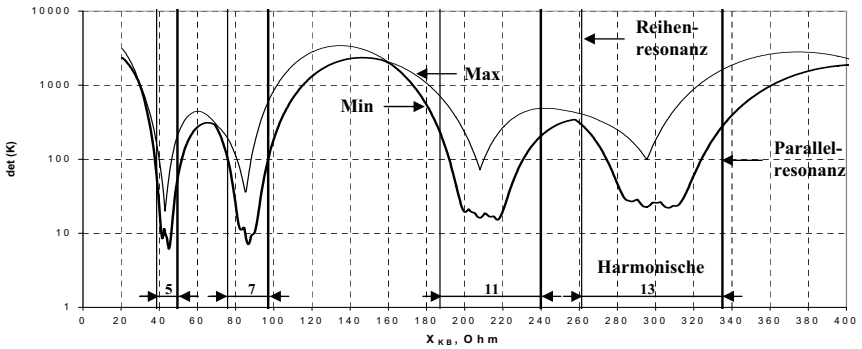


Bild 4.13: Abhängigkeit der Determinante der Koeffizientenmatrix vom Steuerwinkel  $\alpha$  und der Stromführung  $\beta$  bei der Variation der Kondensatorimpedanz  $X_{KB}$  :

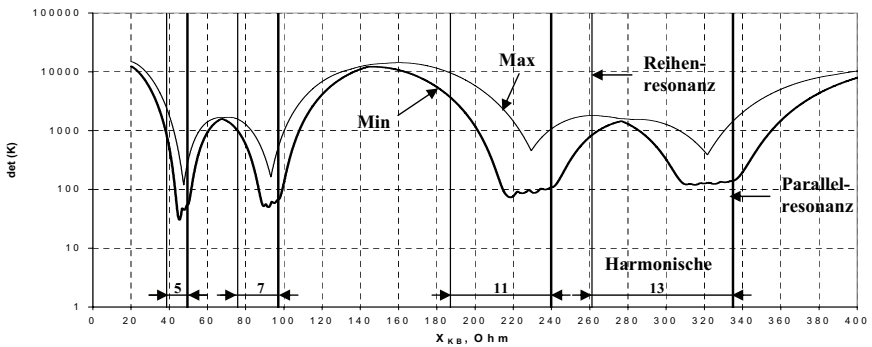
- a)  $\alpha = 90 \dots 120^\circ$  (Modus 3)
- b)  $\alpha = 120 \dots 150^\circ$  (Modus 2)
- c)  $\alpha = 150 \dots 180^\circ$  (Modus 1)



a)



b)



c)

Bild 4.14: Hülllinien der Maximal- und Minimalwerte der Determinanten der Koeffizientenmatrix bei der Variation der Kondensatorimpedanz  $X_{KB}$  :

- a)  $\alpha = 90 \dots 120^\circ$  (Modus 3)
- b)  $\alpha = 120 \dots 150^\circ$  (Modus 2)
- c)  $\alpha = 150 \dots 180^\circ$  (Modus 1)

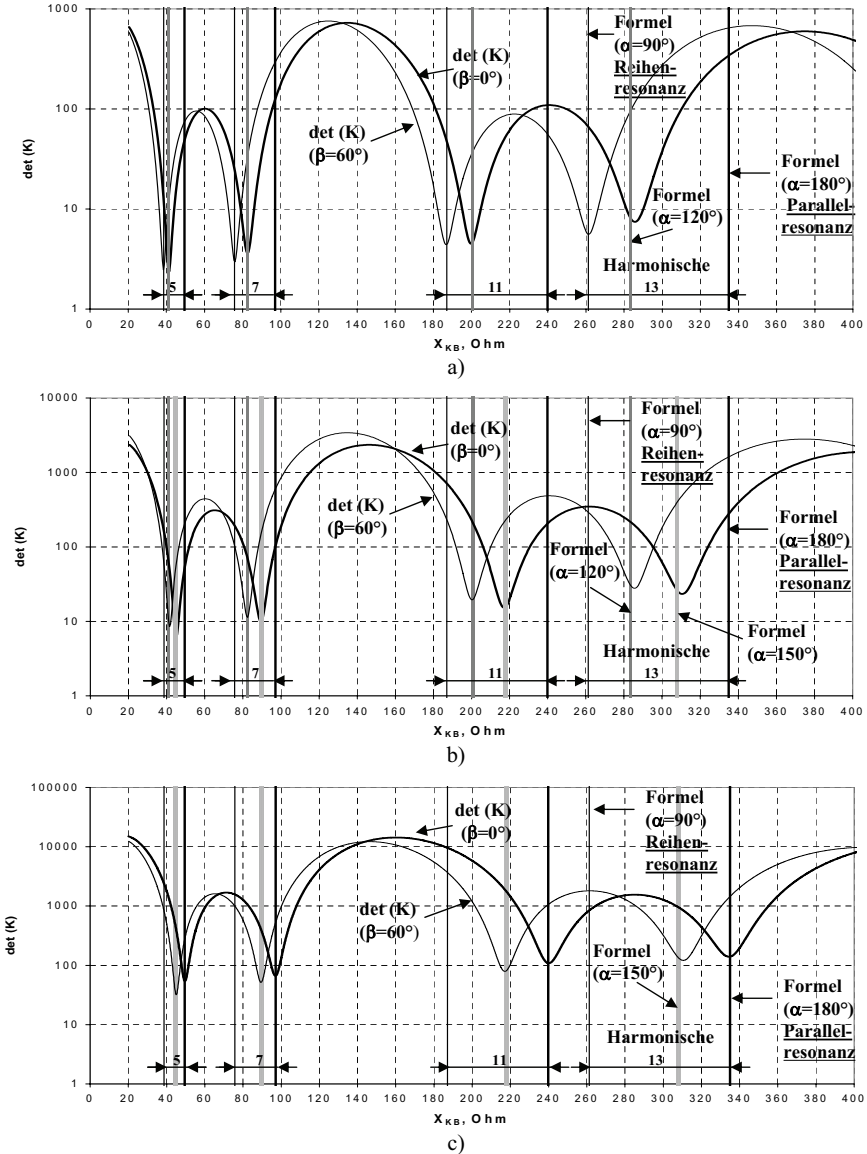


Bild 4.15: Gegenüberstellung der Minima der Determinanten der Koeffizientenmatrix und der nach der Formel (4.14) bestimmten Werte der Impedanzen  $X_{KB}$  :

- a)  $\alpha = 90 \dots 120^\circ$  (Modus 3)
- b)  $\alpha = 120 \dots 150^\circ$  (Modus 2)
- c)  $\alpha = 150 \dots 180^\circ$  (Modus 1)

## **5. Analyse der Wechselwirkung zwischen den nichtlinearen Belastungen in Elektrostahlwerksnetzen**

### **5.1 Einführung in die Problematik**

Moderne Elektrostahlwerke mit hochleistungsstarken Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen sind signifikante Verzerrungsquellen in elektrischen Netzen. Oft sind die Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen an verschiedene voneinander entfernte Netzknotenpunkte angeschlossen. Genau so oft existiert die Netzsituation, wo mehrere Öfen (und eventuell die Blindleistungskompensationsanlage mit einer nichtlinearen TCR-Belastung) am gleichen Knotenpunkt angeschlossen sind. Die gesamte Spannungsverzerrung in einem Netzknotenpunkt entsteht damit als ein Ergebnis der Wechselwirkung zwischen den Oberschwingungen, die von einzelnen Öfen- und (falls vorhanden) TCR-Belastungen ins Netz emittiert werden. Die Überlagerung der Harmonischen von verschiedenen Oberschwingungsquellen führt normalerweise zur Steigerung der Verzerrungen in der Spannung. Aber in manchen Fällen können sich die emittierten Harmonischen jedoch gegenseitig kompensieren, sodass sich die summarische Spannungsverzerrung verringert.

Um die beim Ofenbetrieb im Netz entstehende harmonische Verzerrung zu analysieren, muss ein Verfahren entwickelt werden, nach dem sich die partiellen Beiträge von einzelnen nichtlinearen Abnehmern an der gesamten Spannungsverzerrung bestimmen lassen.

Die wichtigen Fragen sind damit die Lokalisation der Verzerrungsquellen im elektrischen Netz und die Bestimmung der dominierenden Oberschwingungsquellen. Untersuchungen der theoretischen und praktischen Verfahren zur Lokalisation der Oberschwingungsquellen in elektrischen Netzen sowie der Bestimmung der harmonischen Emission von einzelnen Abnehmern werden in mehreren Fachpublikationen beschrieben. Ein Überblick zum gegenwärtigen Stand der Forschungen wurde in [5.1] gegeben. Hier wurden traditionelle Verfahren beschrieben und entsprechende Beispiele im Hinblick auf die Lichtbogenofenbelastung gegeben. Dissertationen [5.2] und [5.3] beinhalten tiefere Analysen der Probleme und beschreiben weitere Methoden zur Bestimmung der Oberschwingungsemission von nichtlinearen Netzbelastungen. Einzelne Fragen zur Beurteilung der harmonischen Emission sowie zur Lokalisierung der Oberschwingungsquellen wurden in [5.4-5.20] betrachtet.

Trotz der Vielfalt der präsentierten Verfahren sind sich die Autoren der o. g. Veröffentlichungen darin einig, dass eine allgemeingültige universelle Methodik zur präzisen Lokalisation aller Verzerrungsquellen im elektrischen Netz sowie zur genauen quantitativen Bewertung der Oberschwingungsemission von einzelnen nichtlinearen Netzbelastungen fehlt. Die in den o. g. Publikationen beschriebenen Verfahren sind nur eingeschränkt gültig und liefern nur in Spezialfällen präzise Ergebnisse.

Die Analyse der Oberschwingungsemissionsermittlung in elektrischen Netzen werden durch den stochastischen Charakter der Oberschwingungsgeneration bei vielen Netzbelastungen, die häufigen Änderungen der Netzschaltzustände sowie die Spannungs- und Laständerungen und die damit verbundenen Änderungen der Impedanz-Frequenz-Charakteristiken an den Netzknotenpunkten, die Nichtlinearität der Oberschwingungsquellen und die dadurch erschwerte Formierung äquivalenter Ersatzschaltbildungen der harmonischen Quellen, die komplizierte Wechselwirkung zwischen den einzelnen nichtlinearen Stromabnehmern, etc. erschwert. Auch für Elektrostahlwerksnetze gilt dies natürlich in vollem Umfang.

Die Bestimmung der Oberschwingungsemission in elektrischen Netzen ist nicht nur mit technischen sondern auch mit juristischen und ökonomischen Fragen verbunden, weil die verminderte Spannungsqualität zu unerwünschten Störungen des normalen Betriebes der Abnehmer und entsprechend zu Produktionsverlusten führen kann. Dabei ist es natürlich wichtig, möglichst genau zu erkennen, wie die Elektroenergiequalität durch den einzelnen konkreten Netzverbraucher beeinträchtigt wird.

In einigen Länder, wie z. B. in Russland, existieren gesetzlich festgelegte Aufpreise und Ermäßigungen zu den Elektroenergiepreisen [5.21], die von dem partiellen Beitrag des Abnehmers an der Elektroenergiequalitätsverschlechterung abhängig sind. Die dafür entwickelten Instruktionen [5.22-5.23] helfen festzustellen, ob der Anschluss eines neuen Elektroenergieabnehmers am bestimmten Netzknotenpunkt im Hinblick auf die mögliche Elektroenergiequalitätsminderung erlaubt wird und wie groß der partielle Anteil der Oberschwingungsemission des Abnehmers an dem Elektroenergiequalitätsparameter wird. Diese Instruktionen beschreiben natürlich nur grob die möglichen Netzsituationen. Oft muss eine zusätzliche Untersuchung durchgeführt werden, um die Beteiligungsgrade der konkreten Netzabnehmer in die Elektroenergiequalitätsminderung korrekt einzuschätzen. Aufgrund der schon genannten Gründe ist die präzise Bestimmung der partiellen Beiträge nicht immer möglich. Dies erschwert natürlich die praktische Anwendung der existierenden Normen.

In Deutschland wird ein Überblick zur Beurteilung der Netzzrückwirkungen einzelner Störaussender in der durch die Vereinigung Deutscher Elektrizitätswerke herausgegebenen Publikation [5.24] gegeben. Es gibt aber keine festgelegten Bestimmungen zu Strafen und Sanktionen wegen Elektroenergiequalitätsbeeinträchtigungen in Deutschland.

Der Autor der vorliegenden Arbeit war auch langjährig mit dem Problem der Lokalisation von Verzerrungsquellen und der Bestimmung der partiellen Beiträge dieser störaussendenden Netzabnehmer beschäftigt. Diese Untersuchungen in Elektrostahlwerks- sowie anderen Industrienetzen haben bestätigt, dass die Lage der Oberschwingungsquellen und –senken sowie die Lage der dominierenden Verzerrungsquellen im Netz durch die Analyse der Oberschwingungsleistungsflüsse relativ unschwer bestimmt werden kann. Sämtliche Untersuchungsergebnisse wurden in [5.25-5.27] veröffentlicht.

Die genaue Bestimmung der partiellen Beiträge von einzelnen Abnehmern an der gesamten Spannungsverzerrung am Knotenpunkt ist (aus der Sicht des Autors der vorliegenden Arbeit) nur eingeschränkt möglich. Entscheidend ist dabei die korrekte Darstellung der äquivalenten Ersatzschemen der nichtlinearen Netzabnehmer zur Analyse der Wechselwirkung zwischen den einzelnen Verzerrungsquellen. Dies ist bei dem heutigen Wissenstand nur für einige Abnehmertypen möglich. Durch die im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelten Verfahren zur Ersatzschaltbildung nichtlinearer Elektrostahlwerksbelastungen wie Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen und TCR-Anlagen lassen sich die Oberschwingungsemission in Elektrostahlwerksnetzen korrekt beurteilen.

Die Analyse der Netzsituation hinsichtlich der Bestimmung der Lage der Verzerrungsquellen mit Hilfe der Oberschwingungsleistungsflusstheorie und die korrekte Ermittlung der partiellen Beiträge an der Spannungsverzerrung von Elektrostahlwerksbelastungen wird in den nachfolgenden Abschnitten erläutert.

## **5.2 Theoretische Betrachtungen der Leistungsflüsse in elektrischen Kreisen mit nichtlinearen und unsymmetrischen Belastungen**

Das Bild 5.1 stellt ein vereinfachtes einpoliges Ersatzschaltbild des elektrischen Dreiphasennetzwerks mit isoliertem Sternpunkt und mit einem nichtlinearen und/oder unsymmetrischen Abnehmer dar. Ein Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen oder eine TCR-Anlage kann als solcher Abnehmer betrachtet werden.

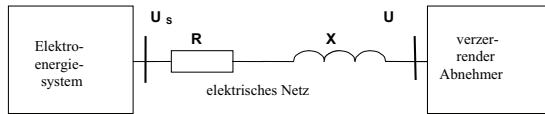


Bild 5.1: Ersatzschaltbild eines elektrischen Netzes mit einem verzerrenden Abnehmer

Der verzerrende Abnehmer wird von der Systemsammelschiene mit der idealen nichtverzerrten Spannung  $U_S$  über das lineare elektrische Übertragungsnetz mit der Netzimpedanz  $\underline{Z} = R + j \cdot X$  gespeist. Die ideale Spannung  $U_S$  beinhaltet nur die 1. Harmonische des Mitsystems  $U_S = U_{S1Mit}$ . Die Spannung am Netzanschlussknotenpunkt  $U$  ist durch den Betrieb des Abnehmers verzerrt.

Das Betriebsverhalten des verzerrenden Netzabnehmers im Bild 5.1 wird über den Zyklus  $T_Z \gg 2 \cdot \pi \cdot \omega_0^{-1}$  (mit  $\omega_0$  - Kreisfrequenz der Grundschwingung) als periodisch betrachtet. Unter Berücksichtigung der harmonischen Verzerrungen sowie der möglichen Amplituden- und Phasenmodulationen für den jeweiligen Leiterstrom des Dreiphasensystems folgt daraus:

$$i_l(t) = \sum_k \left\{ I_{kMit} \sin(k\omega_0 t + \Psi_{kIMit} - \frac{2\pi}{3}(l-1)) + I_{kGegen} \cos(k\omega_0 t + \Psi_{kIGegen} - \frac{2\pi}{3}(l-1)) \right\} \quad (5.1)$$

mit  $l = 1, 2, 3$  - Ordnungsnummer des Leiters im Drehstromsystem;

$k = h \pm \frac{\Omega\beta}{\omega_0}$  - Ordnungsnummer der Kombinationsfrequenz;

$h = 0, 1, 2, \dots$  - Ordnungsnummer der Harmonischen;

$\Omega\beta = \beta \cdot \Omega$  - Modulationsfrequenz;

$\Omega$  - Basismodulationsfrequenz;

$\beta = 1, 2, \dots$  - Ordnungsnummer der Modulationsfrequenz;

$\Psi_{kIMit, Gegen}$  - Phasenwinkel der entsprechenden Komponente des Stromes;

Mit, Gegen - Indizes für die Komponenten der Mit- und Gegensysteme.

Eine ähnliche Gleichung kann auch für die Spannung gebildet werden:

$$u_1(t) = \sum_k \left\{ U_{k \text{ Mit}} \sin(k\omega_0 t + \Psi_{k \text{ U Mit}} - \frac{2\pi}{3}(1-1)) + U_{k \text{ Gegen}} \cos(k\omega_0 t + \Psi_{k \text{ U Gegen}} - \frac{2\pi}{3}(1-1)) \right\} \quad (5.2)$$

Entsprechend dem Satz von Tellegen [2.49, 5.28, 5.29] gilt für die Leistung im elektrischen Kreis folgendes:

$$\underline{S}_{s,k} - \underline{S}_k = I_k \underline{U}_{s,k}^* - I_k \underline{U}_k^* = I_k^2 R + j I_k^2 \omega_k L = \Delta P_k + j \Delta Q_k \quad (5.3)$$

mit  $\Delta P_k, \Delta Q_k$  - Wirk- und Blindleistungsverluste im elektrischen Netz für die Frequenz  $k$ .

Entsprechend [2.49, 5.28] können die Gleichungen für die Wirk- ( $P_k$ ) und Blind- ( $Q_k$ )

Leistungen für die Frequenz  $k$  wie folgt dargestellt werden:

$$\begin{aligned} P_k &= I_k U_k \cos(\Psi_{kU} - \Psi_{kI}) \\ Q_k &= I_k U_k \sin(\Psi_{kU} - \Psi_{kI}) \end{aligned} \quad (5.4)$$

Unter Berücksichtigung (5.1) und (5.2) können die Gleichungen (5.4) wie folgt transformiert werden:

$$\begin{aligned} P_{k \text{ Mit}} &= I_{k \text{ Mit}} U_{k \text{ Mit}} \cos(\Psi_{kU \text{ Mit}} - \Psi_{kI \text{ Mit}}) \\ P_{k \text{ Gegen}} &= I_{k \text{ Gegen}} U_{k \text{ Gegen}} \cos(\Psi_{kU \text{ Gegen}} - \Psi_{kI \text{ Gegen}}) \\ P_k &= P_{k \text{ Mit}} + P_{k \text{ Gegen}} \\ Q_{k \text{ Mit}} &= I_{k \text{ Mit}} U_{k \text{ Mit}} \sin(\Psi_{kU \text{ Mit}} - \Psi_{kI \text{ Mit}}) \\ Q_{k \text{ Gegen}} &= I_{k \text{ Gegen}} U_{k \text{ Gegen}} \sin(\Psi_{kU \text{ Gegen}} - \Psi_{kI \text{ Gegen}}) \\ Q_k &= Q_{k \text{ Mit}} + Q_{k \text{ Gegen}} \end{aligned} \quad (5.5)$$

Sofern die Speisespannung an der Systemsammelschiene nur die Grundfrequenzkomponente des Mitsystems  $U_S = U_{S1 \text{ Mit}}$  beinhaltet, folgt aus der Gleichungen (5.5) bei  $k \neq 1$ :

$$\begin{aligned} P_{S,1 \text{ Mit}} - P_{1 \text{ Mit}} &= \Delta P_{1 \text{ Mit}} \\ -P_{1 \text{ Gegen}} &= \Delta P_{1 \text{ Gegen}} \\ -P_k &= \Delta P_k \\ Q_{S,1 \text{ Mit}} - Q_{1 \text{ Mit}} &= \Delta Q_{1 \text{ Mit}} \\ -Q_{1 \text{ Gegen}} &= \Delta Q_{1 \text{ Gegen}} \\ -Q_k &= \Delta Q_k \end{aligned} \quad (5.6)$$



Die Gleichungen (5.6) zeigen, dass die von der Energiequelle zum verzerrenden Abnehmer gerichteten **normalen** Leistungsflüsse (Mitsystem der Grundschwingung) und die entgegengesetzt gerichteten **anormalen** Leistungsflüsse zeitgleich in einem elektrischen Netz mit einer nichtlinearen und/oder unsymmetrischen Belastung existieren.

Von den Systemsammelschienen mit einer idealen Speisespannung werden normale Leistungsflüsse emittiert:

$$\begin{aligned} P_{\text{norm}} &= P_{S,1 \text{ Mit}} \\ Q_{\text{norm}} &= Q_{S,1 \text{ Mit}} \end{aligned} \quad (5.7)$$

Anomale Leistungsflüsse werden wie folgt ermittelt:

$$\begin{aligned} P_{\text{an}} &= P_{1 \text{ Gegen}} + \sum_{k \neq 1} P_k \\ Q_{\text{an}} &= Q_{1 \text{ Gegen}} + \sum_{k \neq 1} Q_k \end{aligned} \quad (5.8)$$

Die mittlere Leistung im Drehstromkreis wird durch die Leistungen der einzelnen Oberschwingungskomponenten wie folgt gebildet:

$$\begin{aligned} P_{\text{mittl}} &= \sum_{k=1} (P_k \text{ Mit} + P_k \text{ Gegen}) \\ Q_{\text{mittl}} &= \sum_{k=1} (Q_k \text{ Mit} + Q_k \text{ Gegen}) \end{aligned} \quad (5.9)$$

Bei der Substituierung der Gleichungen (5.8) in (5.9) ergibt sich:

$$\begin{aligned} P_{\text{mittl}} &= P_{1 \text{ Mit}} - P_{\text{an}} \\ Q_{\text{mittl}} &= Q_{1 \text{ Mit}} - Q_{\text{an}} \end{aligned} \quad (5.10)$$

Dies bedeutet, dass ein Teil der durch den verzerrenden Abnehmer abgenommenen Leistungen  $P_{1 \text{ Mit}}$ ,  $Q_{1 \text{ Mit}}$  in die anomalen Leistungsflüsse  $P_{\text{an}}$ ,  $Q_{\text{an}}$  transformiert wird. Diese anomalen Leistungsflüsse werden ins elektrische Netz zurückgeführt. Bild 5.2 illustriert dies.

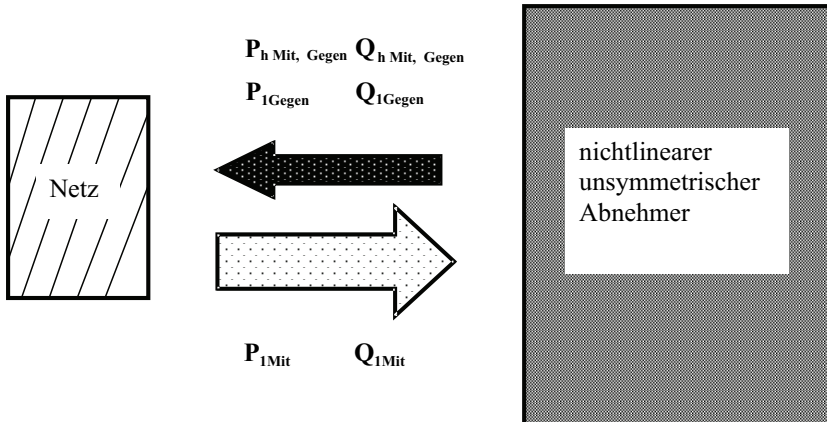


Bild 5.2: Leistungsflüsse in einem elektrischen Netz mit einem nichtlinearen unsymmetrischen Abnehmer

Der in den anomalen Leistungsfluss umgewandelte Leistungsanteil geht für den Abnehmer verloren. Zurück ins elektrische Netz fließende anomale Leistungsflüsse verursachen aber die Zusatzverluste in den Netzelementen  $\Delta P_{an}$ ,  $\Delta Q_{an}$ .

Ein nichtverzerrender Abnehmer (eine lineare und symmetrische Belastung), der an die gleiche Sammelschiene wie der verzerrende Abnehmer angeschlossen wird, entnimmt nicht nur Grundschwingungsleistung des Mitsystems sondern auch einen Teil des durch den Betrieb des verzerrenden Abnehmers emittierten anomalen Leistungsflusses:

$$\begin{aligned} P_{Ab} &= P_{l\text{Mit}} + P_{an} \\ Q_{Ab} &= Q_{l\text{Mit}} + Q_{an} \end{aligned} \quad (5.11)$$

Der entnommene anomale Leistungsfluss verursacht die Zusatzverluste im nichtverzerrenden Abnehmer und verschlechtert die Betriebsbedingungen dieses Netzabnehmers.

Bei der Bildung der Gleichung (5.11) für die Blindleistung  $Q_{Ab}$  muss darauf geachtet werden, dass die Blindleistungen in Fällen von ohmsch-induktiven und ohmsch-kapazitiven Abnehmern verschiedene Vorzeichen haben. Falls es um einen ohmsch-induktiven Abnehmer handelt, ist  $Q_{Ab} > 0$ . Im Fall eines ohmsch-kapazitiven Abnehmers geht es nicht um

Blindleistungsabnahme sondern um Blindleistungsgeneration. Dies gilt in gleichem Maße für die Oberschwingungen wie für die Grundschwingung. Dadurch ist  $Q_{Ab} < 0$ . Ein ohmsch-kapazitiver Abnehmer, z. B. eine Kondensatorbatterie, funktioniert wie ein „Verstärker“ der Oberschwingungen.

Bild 5.3 präsentiert das Wirkleistungsflussdiagramm in einem elektrischen Netz mit einem verzerrenden und einem nichtverzerrenden Abnehmer.

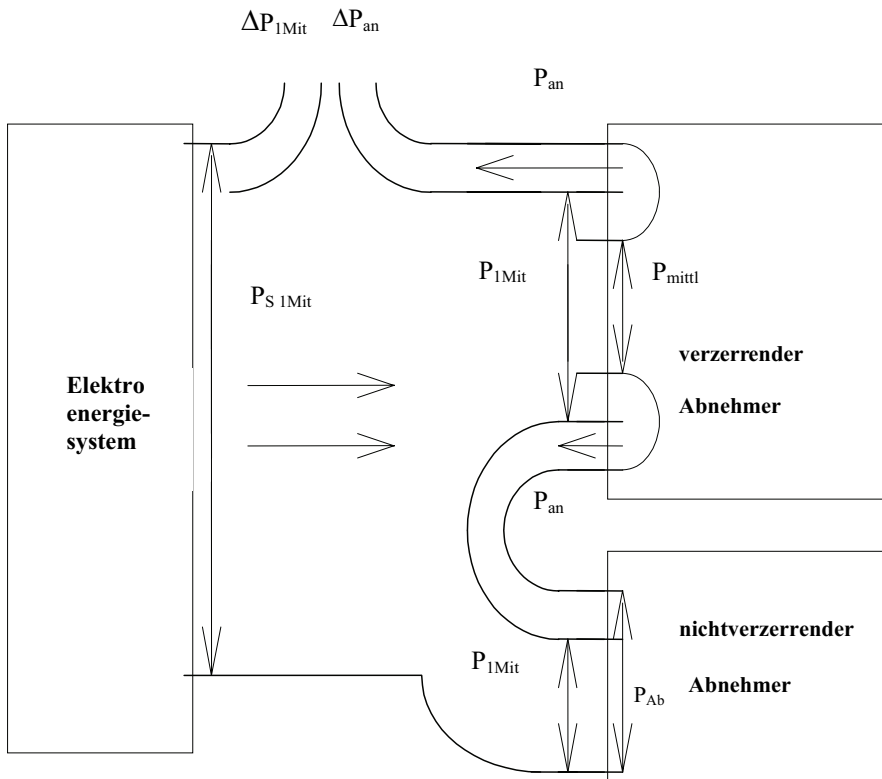


Bild 5.3: Wirkleistungsflussdiagramm in einem elektrischen Netz mit einem verzerrenden und einem nichtverzerrenden Abnehmer

Bild 5.4 präsentiert das Blindleistungsflussdiagramm im gleichen Netz mit einem ohmsch-induktiven und einem ohmsch-kapazitiven Abnehmer.

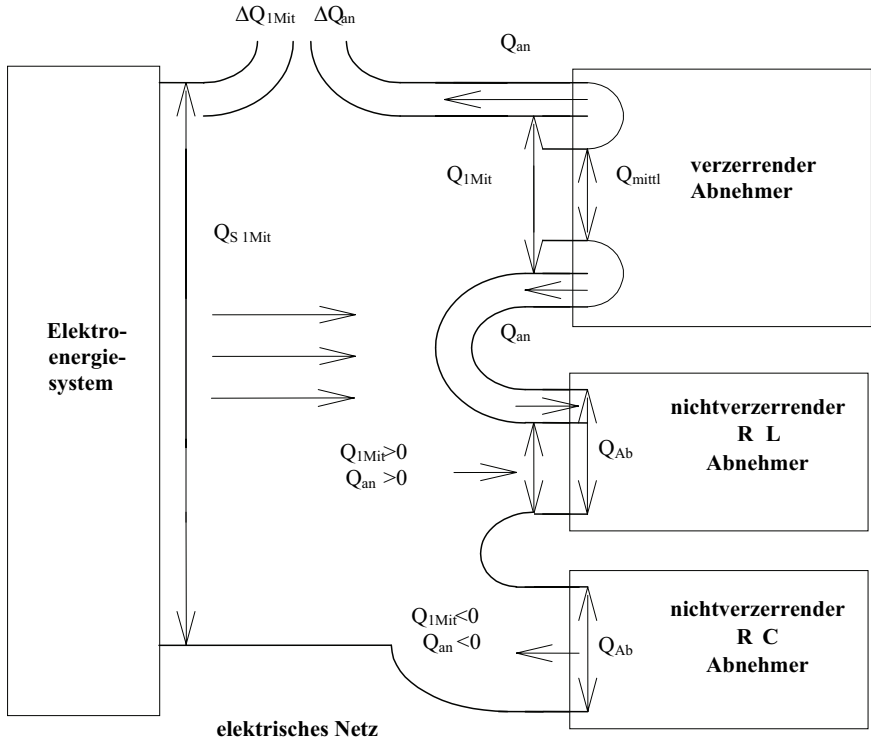


Bild 5.4: Blindleistungsflussdiagramm in einem elektrischen Netz mit einem verzerrenden und nichtverzerrenden R-L und R-C Abnehmer

Diese Vorstellungen über die Elektroenergieumwandlung in einem elektrischen Netz mit verzerrenden Abnehmern stimmen gut mit den bekannten Theorien über die Leistungstransformation in elektrischen Kreisen mit nichtlinearen Belastungen von Fryze und Budeanu [5.30, 5.31] überein.

Es ist an dieser Stelle anzumerken, dass der Begriff „Blindleistung“ für Oberschwingungen nur eingeschränkt anwendbar ist. Es gibt zum heutigen Zeitpunkt keinen einheitlichen Begriff für die Blindleistungsberechnung in einem elektrischen Netzwerk mit nichtlinearen Belastungen. Das Problem liegt an der korrekten Bestimmung der summarischen Blindleistung im elektrischen Kreis.

Nach der Definition von Budeanu wird die summarische Blindleistung im Netzwerk wie folgt berechnet:

$$Q = \sum_{h=1}^{\infty} Q_h = \sum_{h=1}^{\infty} U_h \cdot I_h \cdot \sin(\varphi_h) \quad (5.12)$$

Dabei wird aber die konventionelle Gleichung für die Schein- (S), Wirk- (P) und Blindleistung (Q) nicht erfüllt:

$$S \neq \sqrt{P^2 + Q^2} \quad (5.13)$$

Aus diesem Grund wurde von Budeanu eine weitere Leistungskomponente D – „Verzerrungsleistung“ eingeführt:

$$S = \sqrt{P^2 + Q^2 + D^2} \quad (5.14)$$

Nur für die einzelnen Oberschwingungen wird die konventionelle Gleichung korrekt:

$$S_h = \sqrt{P_h^2 + Q_h^2} \quad (5.15)$$

Nach der Definition von Fryze wird die summarische Blindleistung im elektrischen Kreis anders, und zwar als die Differenz zwischen den Quadraten den Schein- und Wirkleistungen, bestimmt:

$$Q = \sqrt{S^2 - P^2} \quad (5.16)$$

Bei der Definition der Wirkleistung sind die beiden Theorien gleich:

$$P = \frac{1}{T} \int_0^T \mathbf{u} \cdot \mathbf{i} \, dt = \sum_{h=1}^{\infty} P_h = \sum_{h=1}^{\infty} U_h \cdot I_h \cdot \cos(\varphi_h) \quad (5.17)$$

Das gleiche gilt für die Bestimmung der gesamten Scheinleistung:

$$S = UI \quad (5.18)$$

Andere Autoren haben auch andere Definitionen für die Bestimmung der Oberschwingungsblindleistung entwickelt, wie z. B. nach Illovici [5.31]:

$$Q = \sum_{h=1}^{\infty} h \cdot U_h \cdot I_h \cdot \sin(\varphi_h) \quad (5.19)$$

oder als Alternative:

$$Q = \sum_{h=1}^{\infty} \frac{1}{h} \cdot U_h \cdot I_h \cdot \sin(\varphi_h) \quad (5.20)$$

Eine detaillierte Übersicht der existierenden Blindleistungstheorien gibt es in [5.32]. Eine weitere Analyse der Blindleistungsdefinitionen sowie eine umfangreiche Bibliografie gibt es in [5.33]. In [5.34-5.36] gibt es eine Reihe von praktischen Bemerkungen zur Blindleistungsbestimmung. Interessante Überlegungen zur Anwendung der integralen Blindleistungsdefinition zur Analyse der Leistungstransformation in Lichtbogenöfen gibt es in [5.37]. Die Publikationen [5.38, 5.39] sind den Fragen der messtechnischen Erfassung der Leistungen in elektrischen Netzen mit nichtlinearen Belastungen gewidmet. Oberschwingungsleistungsflüsse und Leistungsumwandlung in nichtlinearen Abnehmern wurden auch in mehreren Publikationen betrachtet [2.7, 5.40-5.45].

Die Liste der Publikationen, die den Fragen der korrekten Leistungsdarstellung bei nichtsinusförmigen Strömen und Spannungen gewidmet sind, ist sehr groß. Diese Problematik wurde auch an mehreren internationalen Konferenzen und Workshops präsentiert, u. a. an den durch Polytecnico di Milano organisierten renommierten Workshops für die Leistungsbestimmungen unter nichtsinusförmigen Bedingungen [5.46-5.49].

In dieser Arbeit wird die Blindleistungsdefinition nach Budeanu weiterhin verwendet werden. Wie es in den nachfolgenden Abschnitten gezeigt wird, lässt die Anwendung dieser Leistungsdefinition die Oberschwingungsverhältnisse in Elektrostahlwerksnetzen mit nichtlinearen Belastungen anschaulich präsentieren.

### 5.3 Analyse der Leistungsflüsse in Elektrostahlwerksnetzen auf der Grundlage der mathematischen Modellierung des Betriebsverhaltens von Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen

Im Bild 5.5 ist das vereinfachte Ersatzschema eines Elektrostahlwerksnetzes dargestellt. Dieses Schema entspricht dem Einphasen-Netzschema vom Bild 5.1. Im Bild 5.5 sind das Elektroenergiesystem, das Übertragungsnetz und der nichtlineare Abnehmer (Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen) gezeigt. Der Lichtbogenofen wird nach dem im Kapitel 2 beschriebenen Verfahren nachgebildet. Die Lichtbögen werden durch drei nichtlinearen ohmschen Resistenzen mit nichtlinearen Kennlinien  $u_B(i_B)$  repräsentiert.

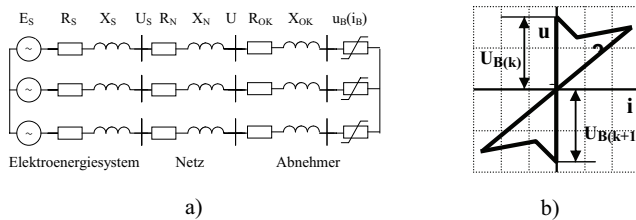


Bild 5.5: Modell des Elektrostahlwerksnetzes zur Untersuchung der Leistungsflüsse

Für den Fall eines idealen stationären Lichtbogenofenbetriebes wurden die Kennlinien als gleich angenommen. Dadurch wurde der Fall der nichtlinearen symmetrischen Belastung nachgebildet. Die nach den Simulationsergebnissen bestimmten Leistungsflüsse im Anschlussknotenpunkt des Ofens (Spannung  $U$  an der Sammelschiene) sind in der Tabelle 5.1 dargestellt:

h	$P_h$ Mit kW	$Q_h$ Mit kvar	$P_h$ Gegen kW	$Q_h$ Gegen kvar
1	32201,55	10059,59	-	-
5	-	-	-4,78	-92,40
7	-0,77	-37,25	-	-

Tabelle 5.1: Leistungsflüsse im idealen stationären Lichtbogenofenbetrieb

Im nachgebildeten Fall existieren nur die Leistungsflüsse für die „drehstromtypischen“ Harmonischen 5., 7., etc. (Ordnungsnummern sind nichtgeradzahlig und nicht durch drei teilbar) im Elektrostahlwerksnetz. Theoretisch müssen die 1. und 7. Harmonische unter symmetrischen Bedingungen zum Mitsystem und die 5. Harmonische – zum Gegensystem gehören. Gerade dies bestätigen die ausgewerteten Leistungsflüsse.

Es ist zu sehen in der Tabelle 5.1, dass die Vorzeichen der Oberschwingungsleistungen  $P_h$  und  $Q_h$  für das Mit- sowie für das Gegensystem negativ sind. Die Vorzeichen der Leistungen der Grundschiwingung  $P_1$  und  $Q_1$  sind positiv. Es gibt auch keinen Leistungsfluss des Gegensystems für die Grundschiwingung unter symmetrischen Bedingungen.

In der Tabelle 5.1 ist auch zu sehen, dass für die Oberschwingungen gilt:

$$Q_h \gg P_h \tag{5.21}$$

Dies bedeutet, dass die von der nichtlinearen Belastung emittierten Harmonischen durch die „kapazitiven“ Eigenschaften charakterisiert werden können.

Die ausgewerteten Leistungsflüsse für die Oberschwingungen 11., 13., etc. werden natürlich auch durch ähnliche „drehstromtypische“ Verhältnisse charakterisiert.

Tabelle 5.2 stellt die Simulationsergebnisse für den Fall von nichtlinearer unsymmetrischer Belastung (nichtstationärer Betriebszustand des Drehstrom-Lichtbogenofens) dar. Während der Simulationsberechnungen änderten sich die Lichtbogenzündspannungen  $U_{B(k, k+1)}$  im Modell von Bild 5.5. In entsprechender Weise schwankten die Lichtbogenkennlinien. In diesem Fall beinhaltet das Lichtbogenstromspektrum alle Harmonischen. Die Bestimmung der Leistungsverhältnisse im nachgebildeten Netz erfolgte auf der Grundlage der Fourier-Analyse der Ströme und Spannungen für das Intervall von einer Periode der Grundfrequenz.

h	$P_h$ Mit kW	$Q_h$ Mit kvar	$P_h$ Gegen kW	$Q_h$ Gegen kvar
1	31650,43	11585,73	-3,46	-114,16
5	-1,51	-17,52	-17,41	-128,49
7	-5,35	-63,432	-5,24	-3,13

Tabelle 5.2: Leistungsflüsse im nichtstationären Lichtbogenofenbetrieb



Es ist zu sehen in der Tabelle 5.2, dass die Leistungsflüsse im Fall der nichtlinearen unsymmetrischen Oberschwingungsquelle für alle Harmonische als Mit- und Gegensystemen existieren. Die Leistungsflüsse des Gegensystems für alle Harmonischen sowie die Oberschwingungsleistungsflüsse des Mitsystems ( $h > 1$ ) fließen ins Elektrostahlwerksnetz in Gegenrichtung zu den Grundschwingungsleistungsflüssen des Mitsystems. Für die meisten Leistungsflüsse gilt auch die Gleichung (5.21).

Im entwickelten und in das Programmsystem SALOMON implementierten Drehstrom-Lichtbogenofenmodell werden drei verschiedene Möglichkeiten für die Drehstrom-Lichtbogenachbildung vorgesehen. Sie unterscheiden sich durch die Art der Nachbildung der Lichtbogenkennlinie. Diese unterschiedlichen Lichtbogenkennlinien sind im Bild 5.6 dargestellt. Die Spannungen  $U_{B(k, k+1)}$  sind die Lichtbogenzündspannungen. Durch die verschiedenen Arten der Lichtbogenkennliniendarstellung werden die unterschiedlichen Oberschwingungs- und Leistungsverhältnisse im Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen nachgebildet, die für die korrekte Modellierung der verschiedenen Ofenbetriebszustände erforderlich sind.

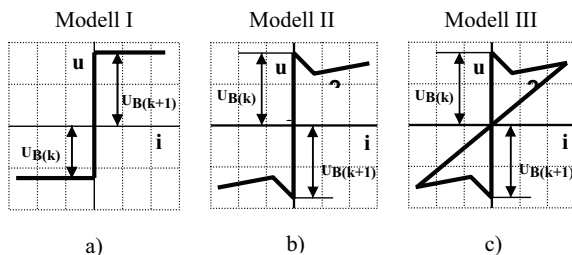
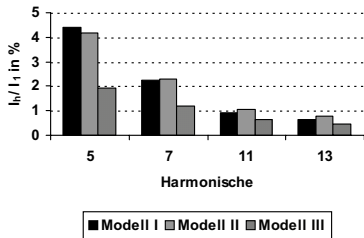


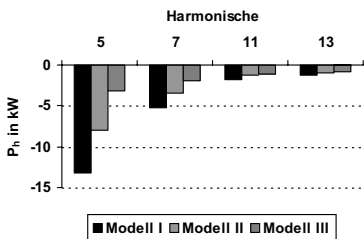
Bild 5.6: Modelle der Lichtbogenkennlinien in einem Drehstrom-Lichtbogenofen

Hinsichtlich der anomalen Oberschwingungsleistungsflüsse liefern die verschiedenen Lichtbogenkennlinienmodelle unterschiedliche Ergebnisse. Im Bild 5.7 sind die entsprechenden Ergebnisse der Simulationsberechnungen für einen Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen mit einem Grundschwingungsleiterstromeffektivwert  $I_1 = 1740$  A (Mitsystemgrundschwingungsleistungen  $P_{1 \text{ Mit}} = 72$  MW,  $P_{1 \text{ Mit}} = 54$  Mvar) präsentiert. Das Bild 5.7 a) stellt die Lichtbogenstromspektren dar, das Bild 5.7 b) und c) – die Oberschwingungsleistungen  $P_h$  und  $Q_h$ . Die Ergebnisse entsprechen dem stationären Betriebszustand im Sinne der Symmetrie und der Konformität über die Simulationszeit der

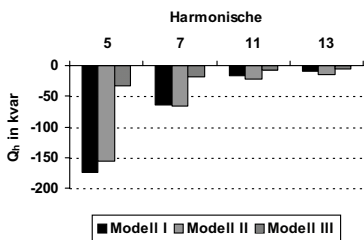
Lichtbogenkennlinien in einzelnen Zweigen vom Schema 5.5 a). Die Bezeichnungen „Modell I“, „Modell II“ und „Modell III“ entsprechen den verschiedenen Kennlinien vom Bild 5.6. Dabei entspricht die Bezeichnung „Modell I“ der Kennlinie vom Bild 5.6 a), „Modell II“ – der Kennlinie vom Bild 5.6 b) und „Modell III“ – der Kennlinie vom Bild 5.6 c).



a)



b)



c)

Bild 5.7: Simulationsergebnisse für die Lichtbogenkennlinienmodelle nach Bild 5.6

Die Vergleichsanalyse der Ergebnisse zeigt, dass die Oberschwingungsleistungsflüsse ähnliche Verhältnisse haben und mit den entsprechenden Oberschwingungsstromwerten gut korrespondieren. Die Vorzeichen der harmonischen Leistungsflüsse sind alle negativ. In allen Fällen gelten die Verhältnisse  $Q_h \gg P_h$ .

Man sieht deutlich, dass die Stromverzerrungen sowie die Oberschwingungsleistungsflüsse bei der Nachbildung der Lichtbogenhysterese (Kennlinie vom Bild 5.6 c) – „Modell III“) wesentlich kleiner sind, als bei Vernachlässigung der Hysterese. Eine relativ große Hysterese in der Lichtbogenkennlinie ist für die Endphase des Schmelzvorganges typisch. Wie im Kapitel 2 schon bemerkt wurde, werden solche Betriebszustände in der Praxis durch kleinere Netzrückwirkungen charakterisiert. Die im Bild 5.7 präsentierten Simulationsergebnisse bestätigen dies nochmals.

Die Resultate der mathematischen Modellierung des Betriebsverhaltens der Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen bestätigen anschaulich die im Abschnitt 5.2 beschriebenen theoretischen Grundsätze zur Analyse der Leistungsflüsse in elektrischen Kreisen mit

nichtlinearen und unsymmetrischen Drehstrom-Lichtbogenofenbelastungen.

## 5.4 Analyse der Messergebnisse in Elektrostahlwerksnetzen zur Bestimmung der normalen und anomalen Leistungsflüsse

Zur experimentellen Prüfung der im Abschnitt 5.2 beschriebenen Leistungsflusstheorie wurden eine Reihe von Messungen in Elektrostahlwerksnetzen durchgeführt.

Im Bild 5.8 ist der Schaltplan eines Elektrostahlwerksnetzes gezeigt. In diesem Elektrostahlwerk wurden die experimentellen Messungen während der verschiedenen Phasen des Drehstrom-Lichtbogenofenbetriebes zur Bestimmung der Leistungsflüsse in den am 30-kV-Knotenpunkt angeschlossenen Speisekabeln durchgeführt. Die Strom- und Spannungsmomentanwerte wurden mit der Abtastfrequenz 6400 Hz aufgezeichnet, dann wurde eine Fourier-Analyse durchgeführt (FFT-Fenster - 1 Periode der Grundfrequenz 50 Hz). Anschließend wurden die Leistungsflüsse nach dem im Abschnitt 5.2 beschriebenen Verfahren bestimmt.

Das Bild 5.9 präsentiert die ausgewerteten Leistungsflüsse im Speisekabel des Drehstrom-Lichtbogenofens EAF I für den Fall des Alleinbetriebes dieses Ofens unter Abschaltung der übrigen Elektrostahlwerksbelastungen. Im Bild sind die Leistungsflüsse der Grundfrequenz sowie die Oberschwingungsleistungsflüsse der 5. und der 7. Harmonischen für ein Zeitintervall von 1 Minute dargestellt.

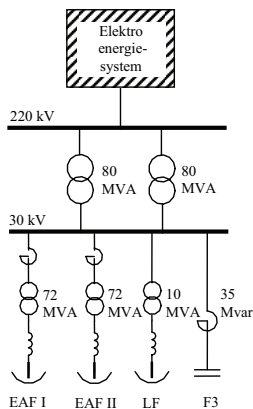


Bild 5.8: Der Schaltplan des Elektrostahlwerksnetzes

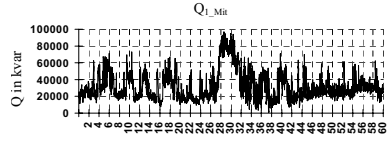
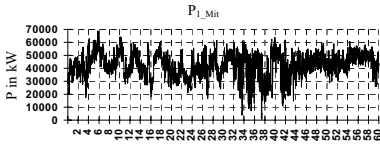
Im Bild 5.9 ist zu sehen, dass alle anomalen Blindleistungsflüsse sowie der anomale Wirkleistungsfluss der Grundfrequenz in Gegenrichtung zu den normalen Grundfrequenzleistungsflüssen  $P_{1\_Mit}$  und  $Q_{1\_Mit}$  fließen. Die Wirkleistungsflüsse der Oberschwingungen haben wechselnde Richtungen. Dies ist einerseits mit dem Vorhandensein der durch die anderen Netzabnehmer verursachten harmonischen Verzerrungen der 220-kV-Spannung (und entsprechend der 30-kV-Spannung), andererseits mit signifikanten Werten der harmonischen Wirkleistungsverluste im Ofenkreis und im Speisekabel verbunden. Für die präsentierten anomalen Leistungsflüsse gilt:  $Q_h > P_h$ .

Ein weiteres Messbeispiel wird in den Bildern 5.10 und 5.11 präsentiert. Der Schaltplan des entsprechenden Elektrostahlwerkes ist im Abschnitt 2.5 (Kapitel 2) im Bild 2.5 gezeigt. Die Messung der Strom- und Spannungsmomentanwerte im Speisekabel des Ofens erfolgte mit einer Abtastfrequenz von 12800 Hz, die Fourier-Analyse wurde mit einem 8-Perioden-FFT-Fenster durchgeführt. Dann wurden die Leistungswerte bestimmt.

Die gewonnenen Werte der Wirk- und Blindleistungen für die 5. Harmonische sind in den Bildern 5.10 a), b) und 5.11 a), b) dargestellt. Es ist deutlich zu sehen, dass die Leistungen über dem Betrachtungsintervall signifikant schwanken. Die Vorzeichen der Leistungen sind überwiegend negativ (insbesondere trifft dies auf die Blindleistungswerte zu). Für die Leistungswerte gilt konventionell  $Q_h > P_h$ .

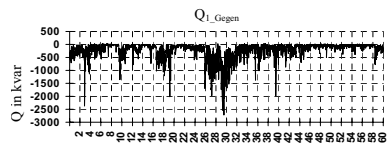
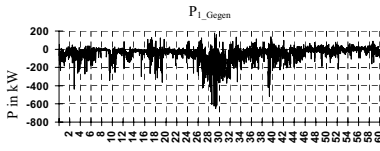
Es wurden die arithmetischen Mittelwerte von Wirk- und Blindleistungen über ein gleitendes Zeitintervall von 3.2 Sekunden gebildet. In den Bildern 5.10 und 5.11 jeweils c) und d) sind die gemittelten Werte präsentiert. Diese Darstellung zeigt wesentlich deutlicher die Richtung der anomalen Leistungsflüsse im Ofenspeisekabel. Die präsentierten Oberschwingungsleistungen fließen hauptsächlich ins speisende Netz. Zum anschaulichen Vergleich der Leistungsflussrichtungen präsentiert das Bild 5.12 die Grundschwingungsleistungsflüsse des Mitsystems. Es sind die Wirk- und Blindleistungen (ebenfalls über ein gleitendes 3.2-Sekunden-Zeitintervall gebildet) dargestellt.

Aus der Analyse der präsentierten Mess- und Simulationsergebnisse lässt sich schließen, dass die Auswertung der normalen und anomalen Leistungsflüsse auf der Grundlage der beschriebenen Leistungstheorie zur Bestimmung der Lage der Störquelle im Elektrostahlwerksnetz wesentlich beitragen kann.



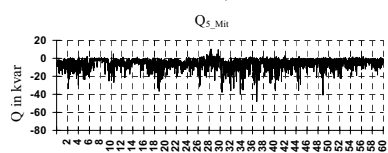
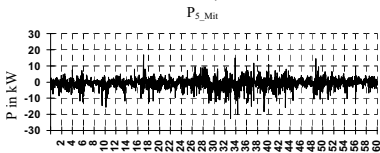
a)

b)



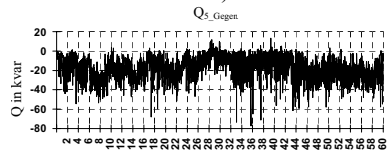
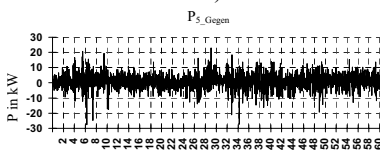
c)

d)



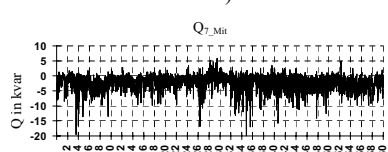
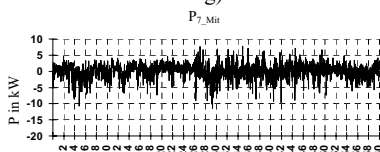
e)

f)



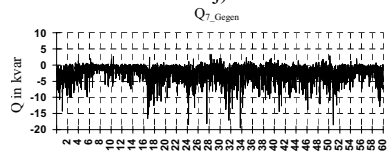
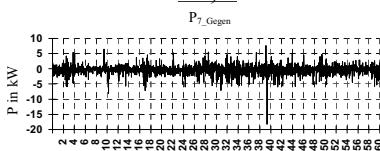
g)

h)



i)

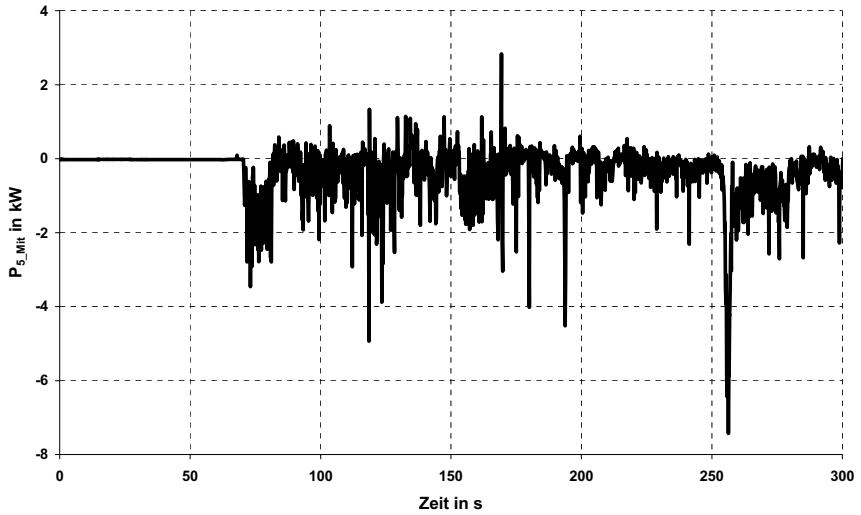
j)



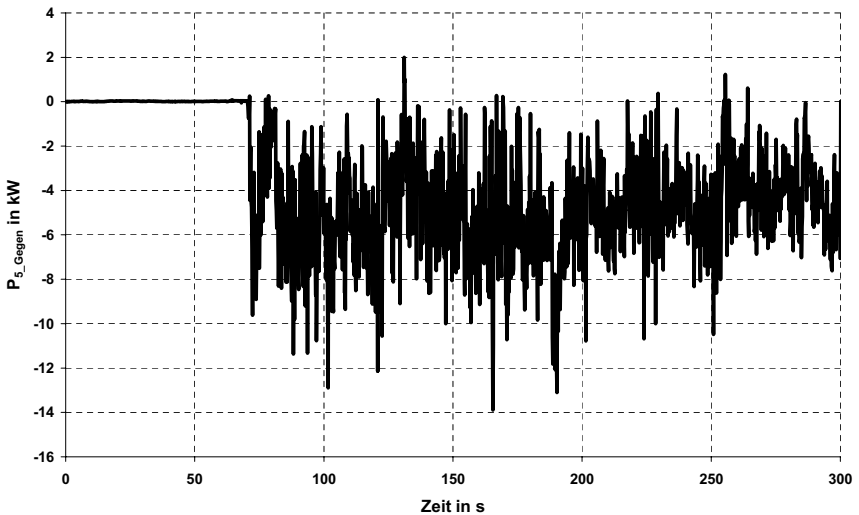
k)

l)

Bild 5.9: Leistungsflüsse im Speisekabel eines Drehstrom-Lichtbogenofens

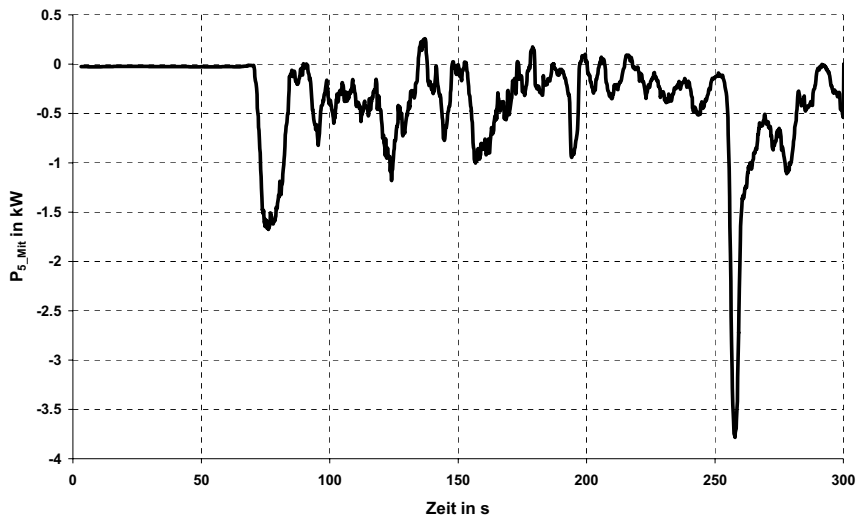


a)

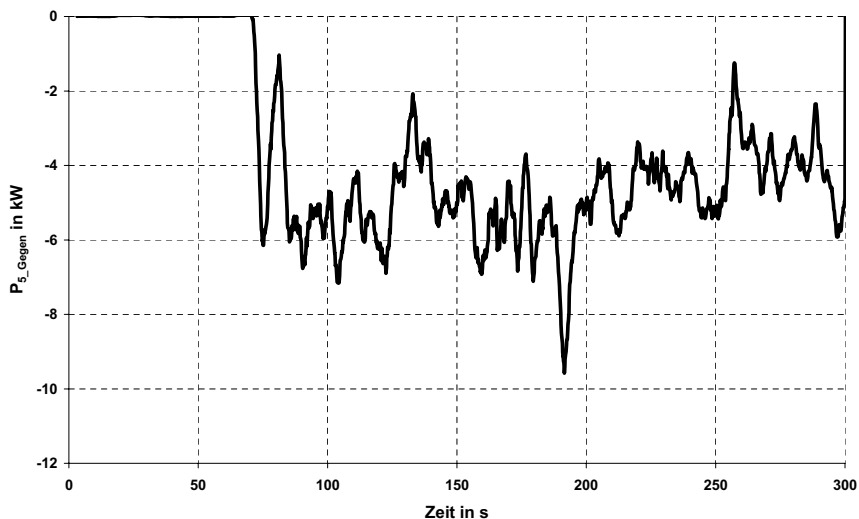


b)

Bild 5.10: Wirkleistungsflüsse der 5. Harmonischen im Speisekabel eines 72-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens (8-Perioden-FFT-Fenster)  
 a) Mitsystem,  
 b) Gegensystem



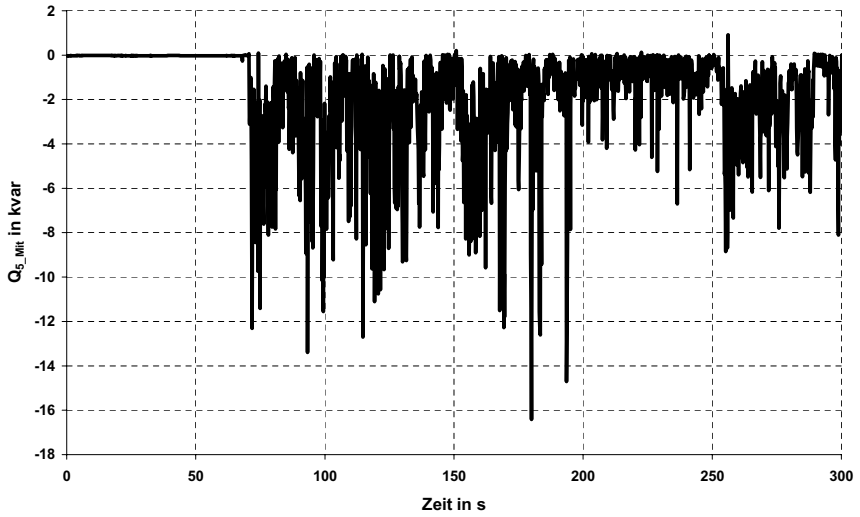
c)



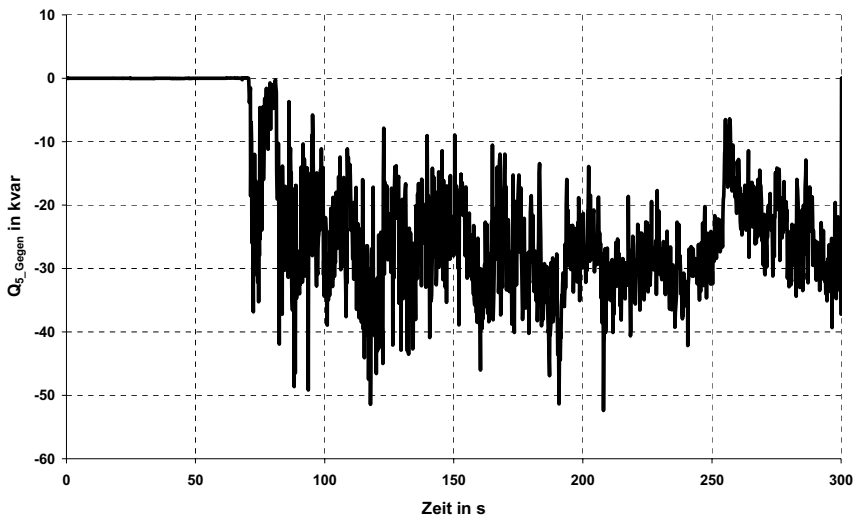
d)

Bild 5.10: Wirkleistungsflüsse der 5. Harmonischen im Speisekabel eines 72-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens (3,2-Sekunden-Mittelwerte)

- c) Mitsystem,
- d) Gegensystem



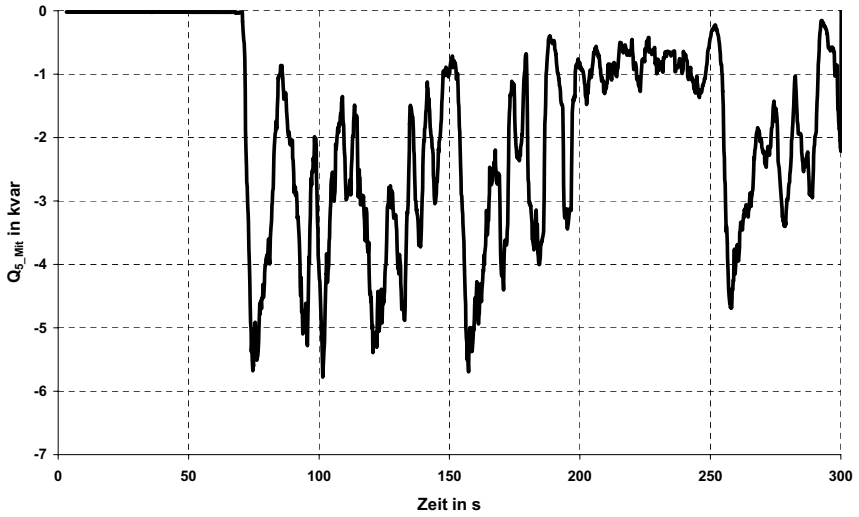
a)



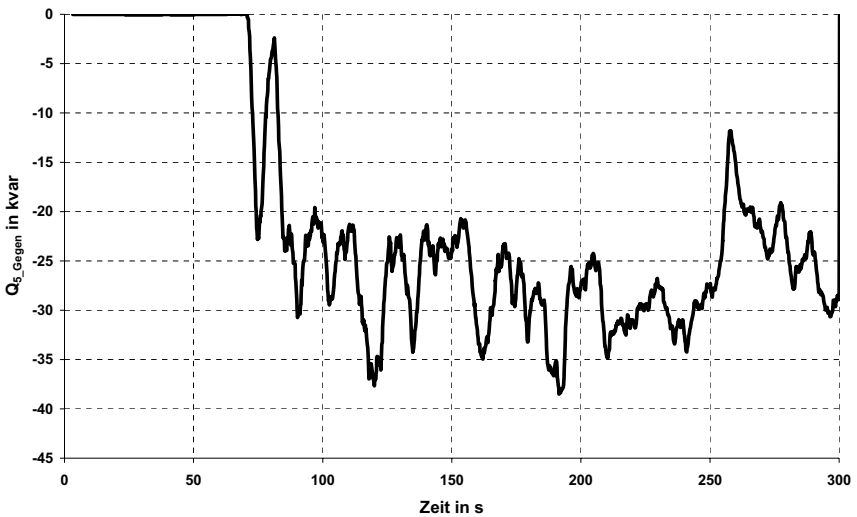
b)

Bild 5.11: Blindleistungsflüsse der 5. Harmonischen im Speisekabel eines 72-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens (8-Perioden-FFT-Fenster)  
 a) Mitsystem,  
 b) Gegensystem



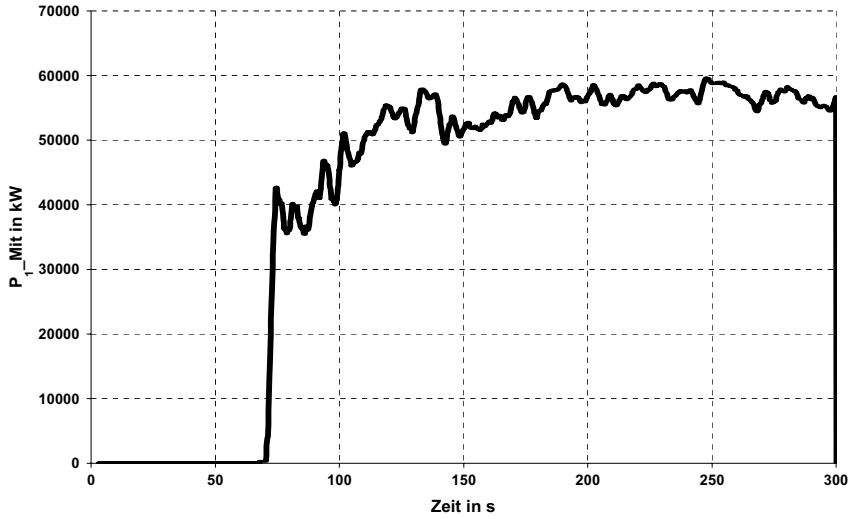


c)

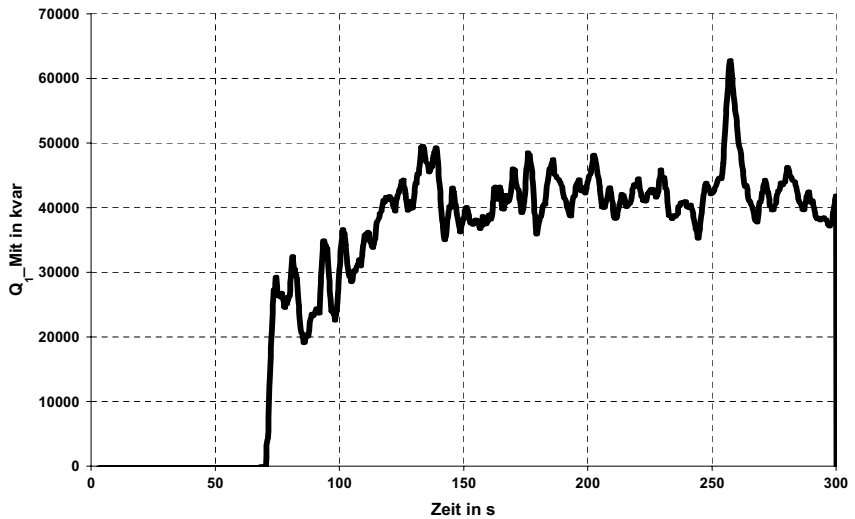


d)

Bild 5.11: Blindleistungsflüsse der 5. Harmonischen im Speisekabel eines 72-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens (3,2-Sekunden-Mittelwerte)  
 c) Mitsystem,  
 d) Gegensystem



a)



b)

Bild 5.12: Grundschwingungsleistungsflüsse im Speisekabel eines 72-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens (3.2-Sekunden-Mittelwerte)  
 a) Wirkleistung,  
 b) Blindleistung

Es ist aber wichtig zu bemerken, dass die anomalen Leistungsflüsse durch gleiche Eigenschaften wie die normalen Grundswingungsleistungsflüsse charakterisiert werden können. Ähnlich wie in einem vermaschten Elektroenergiesystem gibt es doppelgespeiste Stellen in Netzzweigen, wobei sich die Trennstellen für die normalen Wirk- und Blindleistungsflüsse nicht unbedingt an gleichen Punkten befinden und sich die Lage der genannten Stellen in Abhängigkeit von der Wirk- und Blindleistungsgeneration und -abnahme über die Zeit ändern kann. Für die anomalen Leistungsflüsse gibt es solche Stellen ebenfalls. Die Trennstellen für die anomalen Leistungsflüsse können sich auch in Speiseweigen der verzerrenden Abnehmer befinden. Dadurch kann das Vorzeichen des im Netzanschlussknotenpunkt ermittelten anomalen Leistungsflusses wechselhaft und sogar positiv sein. Im letzten Fall fungiert der Abnehmer als Senke für die durch die anderen verzerrenden Netzabnehmer verursachten anomalen Leistungsflüsse.

Zweite wichtige Eigenschaft der Leistungsflussverteilung ist die Leistungsbilanz. Das heißt, dass die Summe der Leistungsflüsse in allen an den Netzknotenpunkt angeschlossenen Feedern immer gleich Null sein muss:

$$\begin{aligned}
 \sum_k P_h^k \text{Mit} &= 0 \\
 \sum_k P_h^k \text{Gegen} &= 0 \\
 \sum_k Q_h^k \text{Mit} &= 0 \\
 \sum_k Q_h^k \text{Gegen} &= 0
 \end{aligned}
 \tag{5.22}$$

mit  $h$  - Ordnungsnummer der Harmonischen ( $h=1, 2, 3, \dots$ )

$k$  – Nummer des angeschlossenen Feeders.

Dies gilt für jede Harmonische und für das jeweilige System der symmetrischen Komponenten.

Damit lassen sich die im Netz dominierenden Verzerrungsquellen auf der Grundlage der ermittelten Leistungsflussverteilung eindeutig lokalisieren. Vorkenntnisse über die Belastungscharakteristiken der Netzverbraucher sind dabei nicht erforderlich. Die Kriterien sind (unter Berücksichtigung der Einwirkung der nichtverzerrenden ohmsch-kapazitiven Abnehmer auf die Blindleistungsverteilung) nur die Richtungen der normalen und anomalen Wirkleistungsflüsse.

## 5.5 Bestimmung der partiellen Beiträge von Elektrostuhlwerksbelastungen an der gesamten Spannungsverzerrung am Netzanschlussknotenpunkt

Wie in [5.1-5.3] gezeigt wurde, ist die Bestimmung der partiellen Beiträge von einzelnen Netzabnehmern an der gesamten Spannungsverzerrung mit der korrekten Erstellung des Ersatzschaltbildes eines nichtlinearen Netzelementes eng verbunden.

Das Bild 5.13 stellt ein verallgemeinertes Ersatzschaltbild zur Bestimmung der partiellen Beiträge an der Spannung  $\underline{U}_h$  der Harmonischen  $h$  am Netzknotenpunkt von zwei nichtlinearen Abnehmer Q1 und Q2 schematisch dar. Die nichtlinearen Netzabnehmer werden als äquivalenten Spannungsquellen mit inneren Oberschwingungsimpedanzen  $\underline{Z}_{Q1h}$ ,  $\underline{Z}_{Q2h}$  und entsprechenden harmonischen EMK  $\underline{E}_{Q1h}$ ,  $\underline{E}_{Q2h}$  präsentiert. Die übrigen (linearen) Belastungen werden durch eine äquivalente summarische Impedanz  $\underline{Z}_{Lh}$  ersetzt.  $I_{Q1h}$ ,  $I_{Q2h}$  und  $I_{Lh}$  sind die Oberschwingungsströme in den entsprechenden Netzzweigen.

Zu solchen äquivalenten Schemen können die Ersatzschaltbilder elektrischer Netzen mit einer beliebigen Zahl von nichtlinearen Abnehmern konvertiert werden. Als einer von zwei im Bild 5.13 dargestellten nichtlinearen Abnehmern kann auch das speisende Netz betrachtet werden.

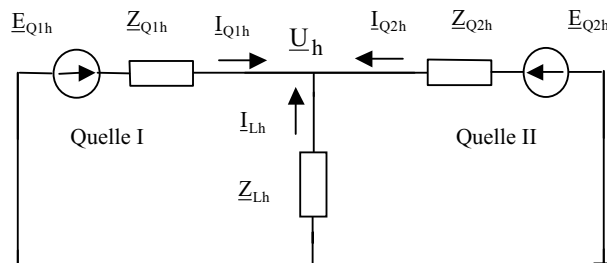


Bild 5.13: Ersatzschaltbild zur Bestimmung der partiellen Beiträge an der Spannungsverzerrung von zwei nichtlinearen Abnehmern

Mit diesem linearisierten Schema lässt sich die Oberschwingungsspannung am Netzknotenpunkt  $\underline{U}_h$  als die Superposition der partiellen Beiträge  $\underline{U}_h^{Q1}$  und  $\underline{U}_h^{Q2}$  von den jeweiligen nichtlinearen Netzabnehmern Q1 und Q2 ermitteln:

$$\underline{U}_h = \underline{U}_h^{Q1} + \underline{U}_h^{Q2} \quad (5.23)$$

Dabei gelten die folgenden Gleichungen für die Bestimmung der partiellen Beiträge  $\underline{U}_h^{Q1}$  und  $\underline{U}_h^{Q2}$ :

$$\underline{U}_h^{Q1} = \frac{\underline{E}_{Q1h}}{\underline{Z}_{Q1h} + \underline{Z}_{Q2h} \parallel \underline{Z}_{Lh}} \cdot \underline{Z}_{Q2h} \parallel \underline{Z}_{Lh}$$

$$\underline{U}_h^{Q2} = \frac{\underline{E}_{Q2h}}{\underline{Z}_{Q2h} + \underline{Z}_{Q1h} \parallel \underline{Z}_{Lh}} \cdot \underline{Z}_{Q1h} \parallel \underline{Z}_{Lh} \quad (5.24)$$

Die Oberschwingungsströme in den Netzzweigen  $\underline{I}_{Q1h}$ ,  $\underline{I}_{Q2h}$  und  $\underline{I}_{Lh}$  sowie die Oberschwingungsspannung  $\underline{U}_h$  können direkt gemessen werden. Die äquivalente lineare Impedanz  $\underline{Z}_{Lh}$  kann auch direkt aus den Messungen ermittelt werden:

$$\underline{Z}_{Lh} = \frac{\underline{U}_h}{\underline{I}_{Lh}} \quad (5.25)$$

Aber die Bestimmung der äquivalenten Parameter der Ersatzschaltbilder der nichtlinearen Abnehmer  $\underline{Z}_{Q1h}$ ,  $\underline{Z}_{Q2h}$  sowie  $\underline{E}_{Q1h}$ ,  $\underline{E}_{Q2h}$  ist mit gewissen Schwierigkeiten verbunden.

Einige Empfehlungen zur praktischen Ermittlung der Oberschwingungsimpedanzen der Netzelemente werden in [5.50] gegeben. Die Autoren äußern sich jedoch, dass „die preiswerten, einfachen und universellen Mess- sowie Berechnungsverfahren (zur Bestimmung der Impedanzen) nicht vorhanden sind“. Weitere Empfehlungen zur Impedanzermittlung gibt es auch in [5.1-5.3, 5.11, 5.12].

Durch im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen lassen sich die Ersatzschaltbilder für die Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen, für die Leistungstransformatoren unter Berücksichtigung der Nichtlinearitäten des Magnetsystems

sowie für die TCR-Anlagen korrekt erstellen (s. Kapitel 2-4). Die äquivalenten EMK  $\underline{E}_{Q1h}$ ,  $\underline{E}_{Q2h}$  können dann folgendermaßen bestimmt werden:

$$\underline{E}_{Q1,2h} = \underline{Z}_{Q1,2h} \cdot \underline{I}_{Q1,2h} + \underline{U}_h \quad (5.26)$$

Danach ist die Bestimmung der partiellen Beiträge der betrachteten Netzabnehmer nach (5.24) möglich.

Die praktische Anwendung dieses kurz beschriebenen Verfahrens zur Beurteilung der Oberschwingungsemission von Abnehmern illustriert das nachfolgende Simulationsbeispiel.

Im Bild 5.14 ist der Schaltplan eines Elektrostahlwerkes dargestellt. Mit Hilfe der Simulationssoftware SALOMON wurde ein quasistationärer Ofenbetriebszustand für die „Boring“-Phase (Modellierungszyklus „Z1“ – s. Kapitel 2) nachgebildet. Die TCR-Anlage wurde dabei als eine stationäre Belastung mit einem konstanten Steuerwinkel  $\alpha$  modelliert. Damit wurde die redundante Filterblindleistung durch die TCR-Induktivität im Mittel kompensiert.

Das speisende Hochspannungsnetz wurde als ideales (ohne Störquellen) nachgebildet. Somit sind nur zwei Störquellen in der vorhandenen Netzkonfiguration geblieben: der Drehstrom-Lichtbogenofen und die TCR-Anlage.

Die durch den Ofenbetrieb verursachten Spannungsschwankungen und die damit verbundenen Ausgleichsvorgänge in den Netzelementen sowie durch die Belastungs-Nichtlinearitäten bedingten Oberschwingungen verzerren die Ströme und Spannungen im gezeigten Elektrostahlwerksnetz.

Die Filterkreise der 2., 3., und 5. Harmonischen kompensieren den Großteil der Verzerrungen. Filter der 7. und höherer Harmonischen sind im nachgebildeten Elektrostahlwerksnetz aber nicht vorhanden. Dadurch wandelt sich die 7. Harmonische zur dominierenden Oberschwingung im Spannungsspektrum um. Das Verhalten der 7. Harmonischen im Netz kann mit Hilfe der Leistungsflüsse anschaulich dargestellt werden.

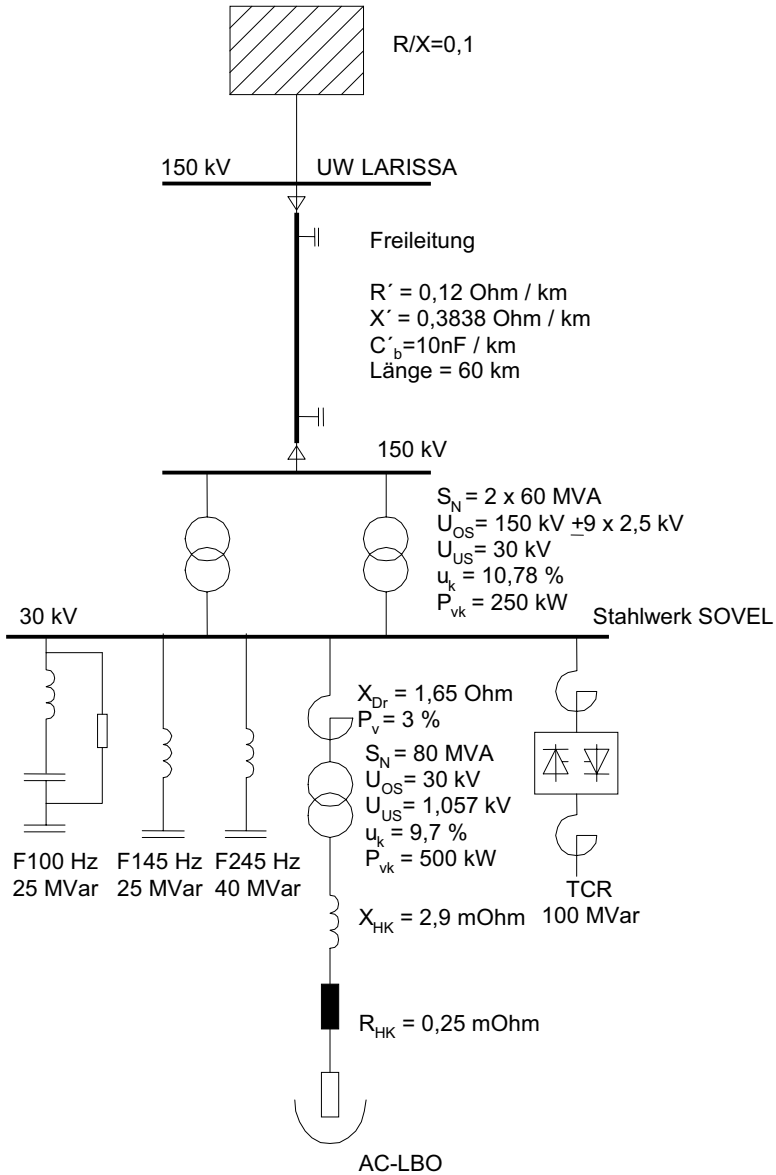


Bild 5.14: Schaltplan eines Elektrostahlwerkes

Das Bild 5.15 zeigt die anomalen Wirkleistungsflüsse der 7. Harmonischen in den Feedern des Drehstrom-Lichtbogenofens und der TCR-Anlage. Es ist deutlich zu sehen, dass die Leistungsflüsse durch die unterschiedlichen Vorzeichen charakterisiert werden können. Der Leistungsfluss im Netzanschlusskabel der TCR-Anlage ist negativ und hat höhere Betragswerte als der Leistungsfluss im Speisekabel des Ofens. Der Leistungsfluss im Ofen-Feeder ist positiv und stellt quasi das Spiegelabbild des Leistungsflusses im TCR-Kabel dar. Das heißt, dass sich die Trennstelle für diesen Oberschwingungsleistungsfluss im Drehstrom-Lichtbogenofen-Zweig befindet und die TCR-Anlage die dominierende Quelle für die 7. Harmonische im Elektrostahlwerksnetz ist. Die Abführung der Wirkleistung der 7. Harmonischen zu anderen Netzabnehmern sowie in das speisende Netz ist in diesem Fall geringfügig. Der Vergleich der Leistungsbetragswerte in den Bildern 5.15 a) und b) weist anschaulich darauf hin.

Für die Bestimmung der partiellen Beiträge der nichtlinearen Belastungen an der Spannungsverzerrung am Anschlussknotenpunkt können die Formeln (5.23, 5.24) und (5.26) verwendet werden.

Für den Drehstrom-Lichtbogenofen gilt nach Kapitel 2:

$$\underline{Z}_{Q1h} = R_{OK_h} + j \cdot X_{OK_h} \quad (5.27)$$

mit  $R_{OK_h}$ ,  $X_{OK_h}$  - entsprechende Impedanzen des Ofenkreises für die 7. Harmonische. Dabei können die Impedanzen wie folgt berechnet werden:

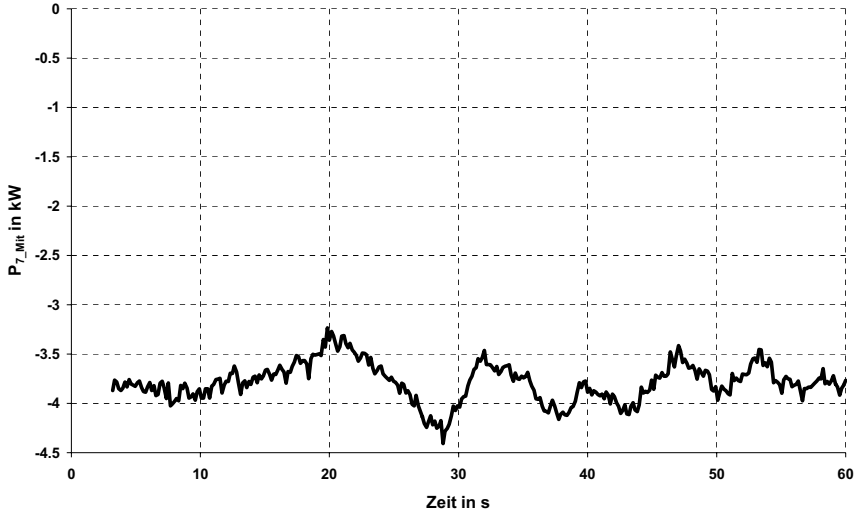
$$\begin{aligned} R_{OK_h} &= R_{OK_1} \\ X_{OK_h} &= h \cdot X_{OK_1} \end{aligned} \quad (5.28)$$

Für die TCR-Anlage ist folgendes gültig:

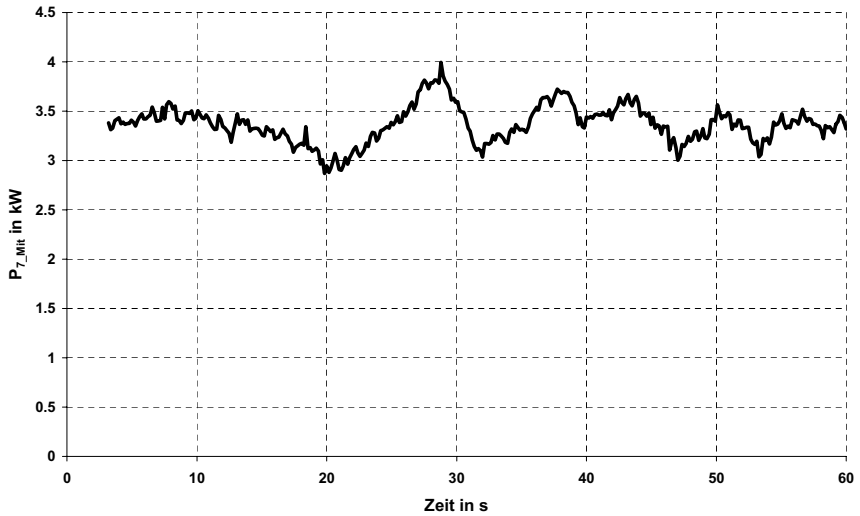
$$\underline{Z}_{Q2h} = R_{TCR_h} + j \cdot X_{TCR_h} \quad (5.29)$$

mit  $R_{TCR_h}$ ,  $X_{TCR_h}$  - entsprechende Impedanzen des äquivalenten (in Stern geschalteten) TCR-Reaktors für die 7. Harmonische.





a)



b)

Bild 5.15: Wirkleistungsflüsse des Mitsystems für die 7. Harmonische (3.2-Sekunden-Mittelwerte)

- a) im Speisekabel der TCR-Anlage ( $\alpha = 127$  Grad);
- b) im Speisekabel des 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens

Dabei gilt nach Kapitel 4:

$$R_{\text{TCR}_h} = R_{\text{TCR}_1}$$

$$X_{\text{TCR}_h} = h \cdot X_{\text{TCR}_1} \cdot K(h, \sigma) = \frac{h \cdot X_{\text{TCR}_1} \cdot (h \cdot \pi)}{h \cdot \sigma - \sin(h \cdot \sigma)} \quad (5.30)$$

Die Abhängigkeit der nach Formel (5.30) berechneten äquivalenten Reaktanz der TCR-Anlage für die 7. Harmonische vom Steuerwinkel des TCR wird im Bild 5.16 dargestellt.

Die Strichlinie zeigt den nach der konventionellen Formel  $X_{\text{TCR}_h}^{\text{Konv}} = h \cdot X_{\text{TCR}_1}$  bestimmten Wert zum Vergleich.

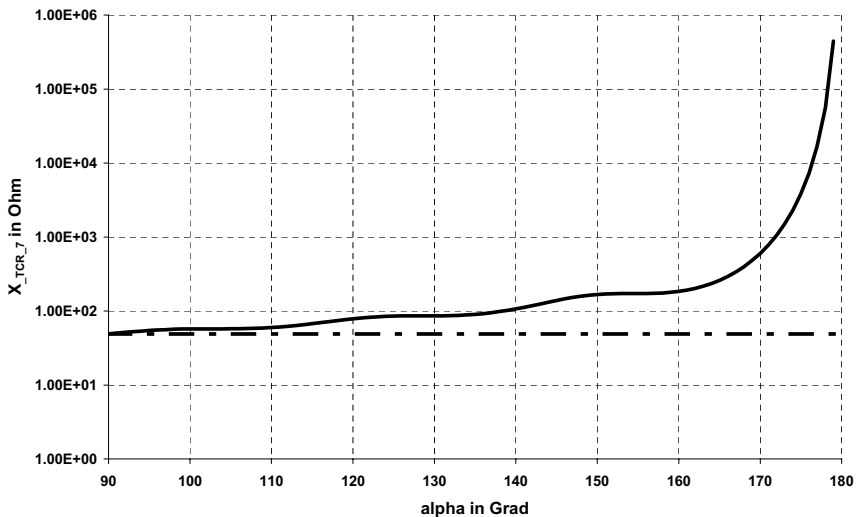


Bild 5.16: TCR-Reaktanzen für die 7. Harmonische

Es ist im Bild 5.16 zu sehen, dass die Werte der äquivalenten Reaktanz  $X_{\text{TCR}_h}$  im ganzen Steuerbereich des TCR wesentlich größer sind als die Werte der Reaktanz  $X_{\text{TCR}_h}^{\text{Konv}}$ .

Besonders groß sind die Unterschiede im Bereich der maximalen Steuerwinkel oder der minimalen Grundschwingungsleistungen des TCR. Es ist zu sehen, dass die äquivalente Reaktanz der TCR-Anlage mit der Erhöhung des Steuerwinkels steigt. Bei Berechnungen der

konventionellen Reaktanz bleiben die Steuerwinkeländerungen unberücksichtigt. Die Reaktanz  $X_{\text{TCR}_h}^{\text{Konv}}$  entspricht dem Wert der äquivalenten Reaktanz  $X_{\text{TCR}_h}$  bei einem TCR-Steuerwinkel  $\alpha = 0$ .

Nach der Bestimmung der äquivalenten Impedanzen der verzerrenden Abnehmer  $Z_{Q1h}$ ,  $Z_{Q2h}$  können die Werte der äquivalenten EMK  $E_{Q1h}$ ,  $E_{Q2h}$  und die partiellen Beiträge  $U_h^{Q1}$ ,  $U_h^{Q2}$  an der gesamten Knotenpunktspannungsverzerrung  $U_h$  berechnet werden. Die Bilder 5.17, 5.18 präsentieren die entsprechenden Ergebnisse der Berechnungen.

Im Bild 5.17 werden die zeitlichen Verläufe der Beträge der berechneten partiellen Beiträge  $U_h^{Q1}$ ,  $U_h^{Q2}$  sowie der Spannung der 7. Harmonischen am Knotenpunkt  $U_h$  über eine Betrachtungszeit von 1 Minute dargestellt. Es werden nur die Komponenten des Mitsystems der Spannung dargestellt, weil die Komponenten dieses Systems für die 7. Harmonische im Simulationsbeispiel dominieren.

Es ist zu sehen, dass die Oberschwingungsspannung sowie die partiellen Beiträge über die gesamte Zeit schwanken. Die Schwankungsbreiten der partiellen Beiträge der einzelnen Netzabnehmer sind unterschiedlich. Der partielle Beitrag des Drehstrom-Lichtbogenofens  $U_h^{Q1}$  ändert sich im relativ großen Wertebereich. Der partielle Beitrag des TCR  $U_h^{Q2}$  ändert sich wesentlich weniger. Die gesamte Oberschwingungsspannung am Knotenpunkt  $U_h$  ändert sich ebenfalls signifikant.

Auch von der Größe unterscheiden sich die partiellen Beiträge. Die partiellen Beiträge des Drehstrom-Lichtbogenofens sind über die ganze Zeit kleiner als die Beträge der partiellen Beiträge der TCR-Anlage. Die Betragswerte der partiellen Beiträge der TCR-Anlage liegen deutlich näher zu den Betragswerten der Oberschwingungsspannung am Knotenpunkt als die entsprechenden Betragswerte der partiellen Beiträge des Drehstrom-Lichtbogenofens.

Daraus lässt sich schließen, dass die TCR-Anlage einen höheren partiellen Beitrag zur durch die 7. Harmonische verursachten Knotenpunktspannungsverzerrung leistet als der Ofen. Die Spannungsschwankungen der 7. Harmonischen am Netzknotenpunkt werden aber im

wesentlichen durch den Drehstrom-Lichtbogenofenbetrieb und den daraus resultierenden Lichtbogenspannungsschwankungen verursacht.

Im Bild 5.18 werden die partiellen Beiträge  $\underline{U}_h^{Q1}$ ,  $\underline{U}_h^{Q2}$  sowie die Spannung der 7. Harmonischen am Knotenpunkt  $\underline{U}_h$  des Mitsystems in der komplexen Ebene dargestellt. Dieses Bild bestätigt im Grunde die Schlussfolgerungen, die aus der Analyse der Grafiken im Bild 5.17 folgen. Es ist auch im Bild 5.18 zu sehen, dass die partiellen Beiträge der TCR-Anlage und des Drehstrom-Lichtbogenofens sich in verschiedenen Quadranten der komplexen Ebene befinden. Die gesamte Oberschwingungsspannung wird dadurch verringert. Dies ist der Effekt der Teilkompensation der von verschiedenen Störquellen emittierten Harmonischen.

Im Bild 5.18 ist noch deutlicher als im Bild 5.17 zu sehen, dass die Schwankungen der summarischen Oberschwingungsspannung am Knotenpunkt in erster Linie durch die Änderungen der partiellen Beiträge des Drehstrom-Lichtbogenofens verursacht werden.

Nach der dargestellten Analyse des Verhaltens der partiellen Beiträge des Drehstrom-Lichtbogenofens und der TCR-Anlage gilt als die Hauptschlussfolgerung, dass die TCR-Anlage die dominierende Quelle der 7. Harmonischen im Simulationsbeispiel ist. Der Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen spielt nur eine untergeordnete Rolle und ist nur für die Schwankungen der 7. Harmonischen im Netz verantwortlich.

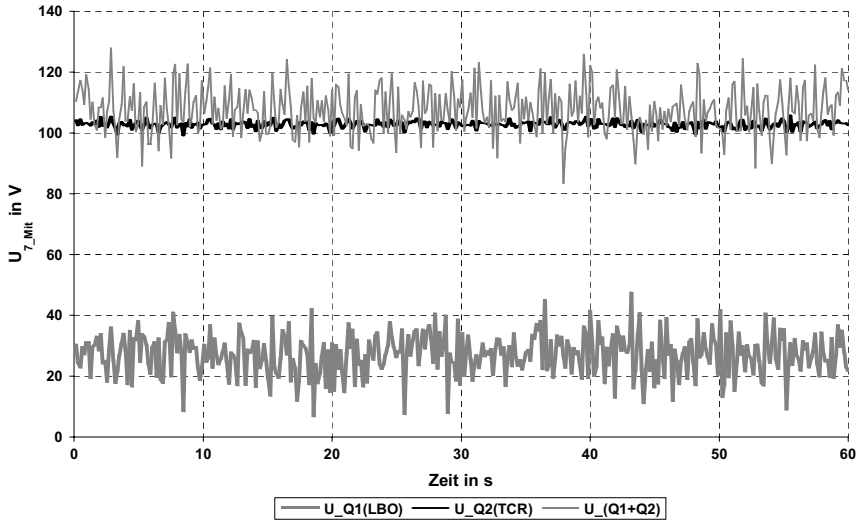


Bild 5.17: Zeitliche Verläufe der partiellen Beiträge sowie der Oberschwingungsspannung

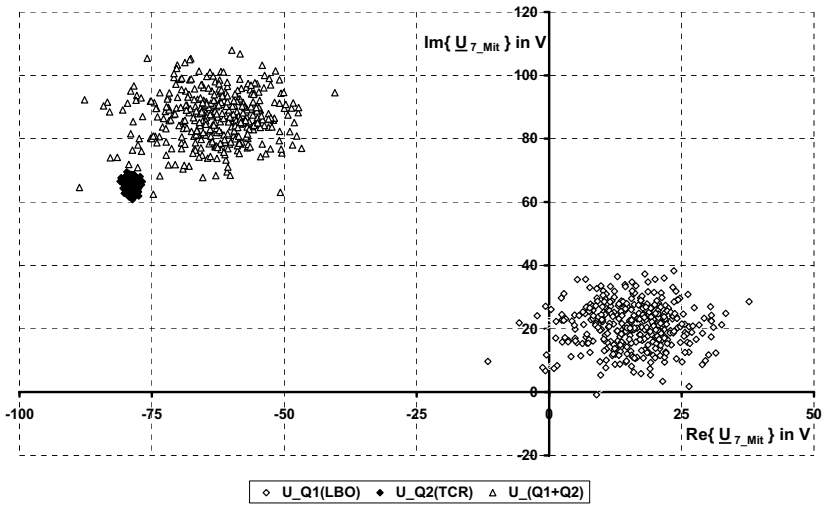


Bild 5.18: Partielle Beiträge und die Oberschwingungsspannung in der komplexen Ebene

## **6 Praktische Beispiele zur Optimierung der Blindleistungskompensation der nichtlinearen Belastungen in Elektrostahlwerksnetzen**

### **6.1 Verfahren zur Wahl der Betriebsleistungen von Kondensatorbatterien als Blindleistungskompensationsanlagen in Elektrostahlwerksnetzen hinsichtlich der Minimierung der harmonischen Störungen**

Die in den vorhergehenden Kapiteln dargestellte Methodik zur Analyse der durch die nichtsinusförmigen Ströme und Spannungen charakterisierten Betriebszustände der Elektrostahlwerksnetze mit Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen lässt zu, eine zielgerichtete Wahl der Betriebsleistungen der Kondensatorbatterien als Blindleistungskompensationsanlagen hinsichtlich der Minimierung der Netzzrückwirkungen bei einem akzeptablen Blindleistungskompensationsniveau der Elektrostahlwerksbelastungen zu realisieren. Dadurch werden die Anforderungen zur Blindleistungskompensation des Elektroenergieversorgungsunternehmens berücksichtigt, und die für die Schmelztechnologie erforderlichen Spannungsniveaus erreicht.

Die praktische Anwendung der beschriebenen Methodik kann am Beispiel des realen Stromversorgungssystems des Elektrostahlwerks KAMAZ erläutert werden. Das prinzipielle Ersatzschaltbild des Umspannwerkes GPP-1 ist im Bild 6.1 dargestellt. Im Umspannwerk gibt es drei Abspanntransformatoren 118/34,5 kV mit Nennleistungen von jeweils 125 MVA und drei Sammelschienensysteme (SS I, SS 2 a, b und SS 3). Im Elektrostahlwerk sind neun Drehstrom-Stahlschmelzlichtbogenöfen (LBO) mit einem Ofenfassungsvermögen von jeweils 40 t und mit Transformatoren 40 MVA je Ofen (bis zu drei an der Sammelschiene) installiert. In der Betriebshalle befindet sich eine Mehrsektionsbatterie der statischen Kondensatoren (KB) mit einer summarischen installierten Leistung von 162 Mvar und einer Nennspannung von 34,5 kV, bestehend aus 18 Sektionen je 9 Mvar.

Die Ofentransformatoren haben 17 Stufen zur Spannungsregelung. Im Betriebszustand „Melting“ (17. Transformatorstufe) betragen die Mittelwerte der aufgenommenen Leistungen  $P_{\text{mittl}} = 24 \text{ MW}$  und  $Q_{\text{mittl}} = 16 \text{ Mvar}$ .

Zwei Netzabspanntransformatoren werden von 110-kV-Sammelschienen des Betriebskraftwerkes von KAMAZ über die 110-V-Freileitungen mit gleichen Längen (2,2 Kilometer je Leitung) gespeist. Der dritte Transformator wird vom Umspannwerk „Savodskaja“ über eine 110-kV-Freileitung mit einer Länge von 3.2 km gespeist. Die maximalen und minimalen Kurzschlussleistungen an der Sammelschiene des Kraftwerkes von

KAMAZ betragen entsprechend  $S_{KS_{\max}}'' = 4560 \text{ MVA}$  und  $S_{KS_{\min}}'' = 2910 \text{ MVA}$ . Die Kurzschlussleistungen an der Sammelschiene des Umspannwerkes „Savodskaja“ sind  $S_{KS_{\max}}'' = 3549 \text{ MVA}$  und  $S_{KS_{\min}}'' = 2400 \text{ MVA}$ .

Jede 9-Mvar-Sektionskondensatorbatterie ist in Stern geschaltet. Jede Phase der KB besteht aus 15 parallel angeschlossenen 200-kvar-Kapazitäten mit einer Nennspannung von 19,92 kV. Jede 200-kvar-Kapazität hat eine individuelle Sicherung.

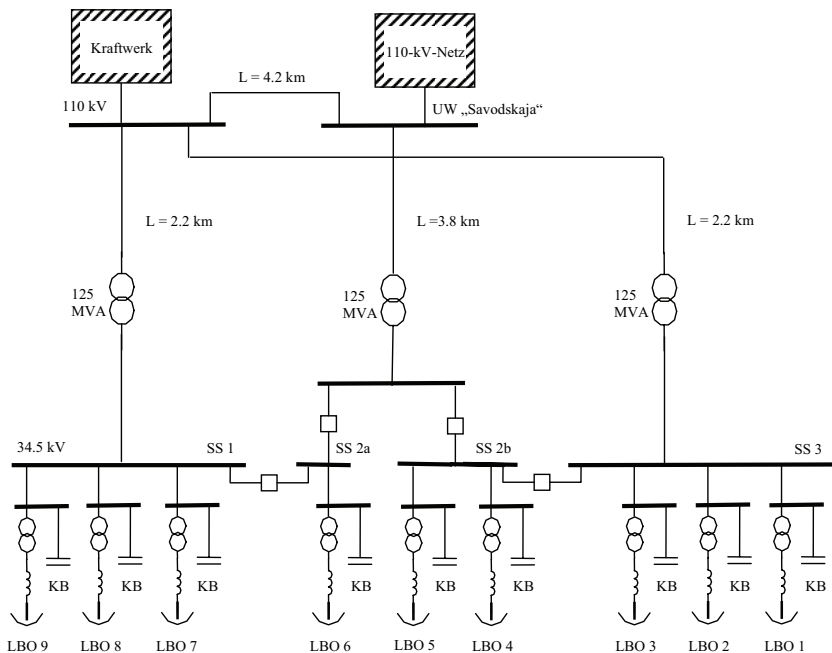


Bild 6.1: Übersichtsschaltplan des Elektrostahlwerkes KAMAZ

Zur Bestimmung einer möglicher Extremwerte der Oberschwingungen in Resonanzzuständen sowie zur Beurteilung der Möglichkeit der Vermeidung dieser Resonanzfälle durch eine spezielle „Abstimmung“ der Kondensatorbetriebsleistungen wurden die Simulationsberechnungen mit Hilfe des Programmsystems GAMMA [2.19] für das im Bild 6.2 gezeigte Ersatzschaltbild des Elektrostahlwerkesnetzes durchgeführt.

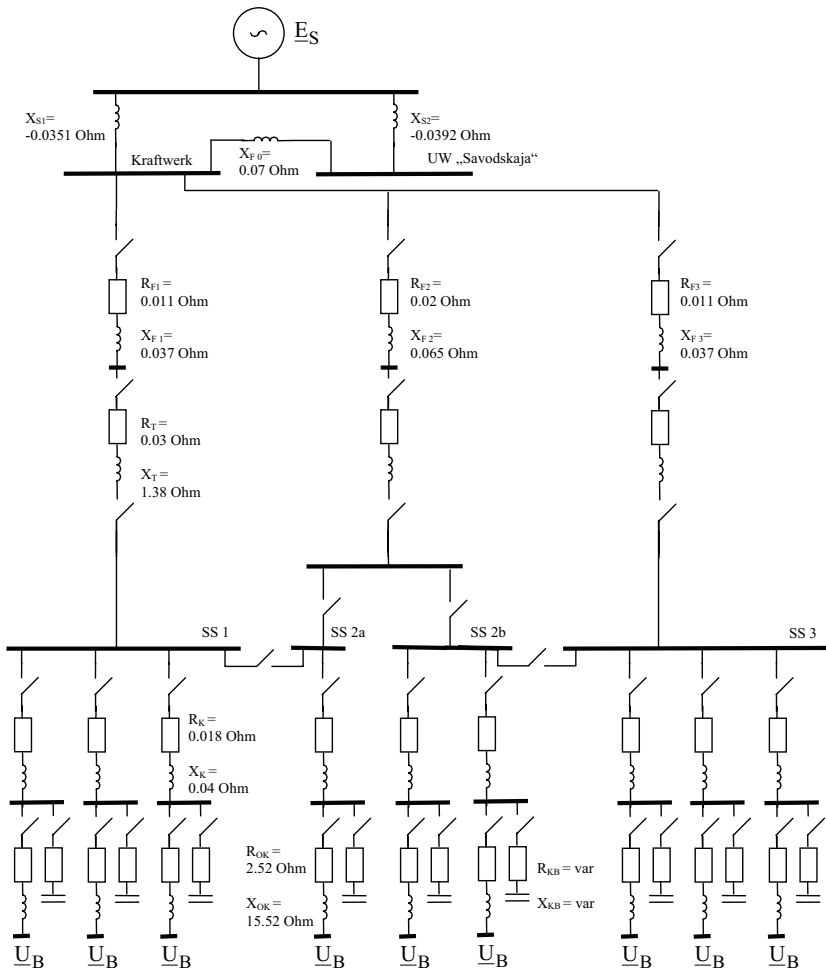


Bild 6.2: Ersatzschaltbild des Elektrostahlwerksnetzes KAMAZ

Im Bild 6.2 werden drei Sammelschienensysteme des 34.5-kV-Umspanwerkes dargestellt. Es wurde berücksichtigt, dass die 34.5-kV-Sektionskondensatorbatterien der Ofentransformatoren, die von den 34.5-kV-Umspanwerks-Sammelschienen über die 400-m-Kabel gespeist werden, parallel geschaltet werden. Die Kabelkapazitäten sowie die



Freileitungskapazitäten wurden wegen der kleinen Längen der Leiter nicht nachgebildet. Alle im Bild 6.2 dargestellten Impedanzen wurden auf die Nennspannung von 34.5 kV bezogen.

Die Schalter im Ersatzschaltbild zeigen die möglichen Trennstellen in den Netzzweigen (Ein- und Ausschaltung der Drehstrom-Lichtbogenöfen, Sammelschienen, Kondensatorbatterien, etc.). Die Kondensatorkapazitäten (Betriebsleistungen) wurden variiert. Praktisch mögliche Änderungsstufen für die Kondensatorenbetriebsleistungen 9 bzw. 18 Mvar (Ein- oder Ausschaltung der Sektionsschalter der Kondensatorbatterien) sowie 0.6 Mvar (Ein- oder Ausschaltung der einzelnen Kondensatoren durch die individuellen Sicherungen) wurden berücksichtigt.

Die Lichtbögen wurden durch die Lichtbogenspannungen  $\underline{U}_B$  in Ofenzweigen modelliert.

Die Berechnungsergebnisse der Betriebszustände im dargestellten Elektrostahlwerksnetz haben gezeigt, dass die Wechselwirkung zwischen den an die verschiedenen Sammelschienensysteme angeschlossenen einzelnen Oberschwingungsquellen relativ schwach ist. Aus diesem Grund können die nichtsinusförmigen Vorgänge für die einzelnen Sammelschienensysteme separat betrachtet werden.

Solche Berechnungen sind erforderlich, um mögliche harmonische Verzerrungen in Elektrostahlwerksnetzen zu bewerten sowie mögliche Einschränkungen für die Betriebsleistungswerte der Kondensatorbatterien zu bestimmen.

Nach der Analyse der Simulationsergebnisse für die möglichen Betriebszustände des Elektrostahlwerkes wurde festgestellt, dass harte Einschränkungen für die möglichen Betriebsleistungsbereiche der Kondensatorenbatterien erforderlich sind. Zur Vermeidung der Entstehung der unzulässigen harmonischen Verzerrungen dürfen die Betriebsleistungen der Kondensatorbatterien bestimmte Grenzwerte nicht über- bzw. unterschreiten.

Als Beispiel wurden im Bild 2.26 des Kapitels 2 die Berechnungsergebnisse für die Abhängigkeiten  $THD_U$  sowie  $THD_I$  von der Ordnungszahl der resonierenden Oberschwingungen  $h$  bzw. von der Kondensatorenbetriebsleistung  $Q_{KB}$  für den Fall des Parallelbetriebes eines Ofens und einer Kondensatorenbatterie präsentiert.

Es wurden zwei mögliche Bereiche zur Änderungen der Kondensatorenbetriebsleistungen im Hinblick auf die Minimierung der harmonischen Verzerrungen gefunden.

Bei der Auswahl der Betriebsleistungen  $Q_{KB}$  aus dem ersten Bereich befinden sich die Resonanzfrequenzen innerhalb der folgenden Grenzwerte

$$5.2 < h_{RES} < 6.8 \quad (6.1)$$

Bei der Auswahl der Kondensatorbetriebsleistungen  $Q_{KB}$  aus dem ersten Wertebereich werden die Resonanzfrequenzgrenzen wie folgt aussehen:

$$7.2 < h_{RES} < 10.8 \quad (6.2)$$

Nach der Bestimmung der hinsichtlich der minimalen harmonischen Verzerrungen akzeptablen Kondensatorenbetriebsleistungsbereiche wurden die Berechnungen der Impedanz-Frequenz-Charakteristiken für die Netzknotenpunkte der einzelnen Sammelschienensysteme bei Variation der Kondensatorenleistungen, der Anzahl der in Betrieb befindenden Öfen, der Netzschaltzustände (separater und paralleler Betrieb der einzelnen Sammelschienensysteme, maximale und minimale Kurzschlussleistungen des Hochspannungsnetzes) durchgeführt.

Das Berechnungsziel war die Abhängigkeiten der Resonanzfrequenzen  $h_{RES}$  von der Kondensatorenleistungen sowie von anderen Faktoren zu gewinnen, um eine präzise Wahl der Kondensatorenbetriebsleistung  $Q_{KB}$  zu ermöglichen. Bei den gewählten Kondensatorenbetriebsleistung  $Q_{KB}$  muss der resonanzfreie Elektrostahlwerksnetzbetrieb gewährleistet werden. Die Kondensatorbatterien müssen dabei ständig in Betrieb bleiben. Die erforderlichen Schaltmaßnahmen zur Änderung der Kondensatorenleistungen bei Änderung des Netzschaltzustandes, der Anzahl der zeitgleich arbeitenden Öfen, etc. müssen minimiert werden. Die Sicherung der für den Schmelzvorgang erforderlichen Spannungsniveaus und damit den entsprechenden Ofen-Wirkleistungsverbrauch muss durch die Verstellung des Stufenschalters des Netztransformators erfolgen.

Die gewonnenen Simulationsergebnisse werden unten erläutert.

Die verallgemeinerten Berechnungskurven werden in den Bildern 6.3, 6.4 dargestellt. Die dargestellten Funktionen  $h_{RES} = f(Q_{KB})$  sind monotone Funktionen. In den Bildern werden zwei Kurven gezeigt, die den minimalen und den maximalen Werten von  $h_{RES}$  (bei gleichem Wert von  $Q_{KB}$ ) entsprechen. Das sind die Kurven 1 und 2. Die Kurve 1 entspricht der Berechnungsvariante mit einem Ofen in Betrieb bei einem minimalen Wert der Kurzschlussleistung im 110-kV-Hochspannungsnetz. Die Kurve 2 entspricht der Berechnungsvariante mit drei Öfen in Betrieb bei einem maximalen Wert der Kurzschlussleistung im 110-kV-Hochspannungsnetz. Die Berechnungskurven für die anderen Netz- und Ofenbetriebszustände befinden sich zwischen den Kurven 1 und 2. Die Berechnungskurve 3 im Bild 6.3 entspricht dem Fall der Einschaltung eines leerlaufenden Ofentransformators bei zwei schon in Betrieb befindenden Drehstrom-Lichtbogenöfen, die an

das gleiche Sammelschienensystem angeschlossen sind. Die Einspeisung des 34.5-kV-Sammelschienensystems erfolgt über nur einen Netztransformator. Die Berechnungskurve 3 im Bild 6.4 entspricht dem Fall des Parallelbetriebes der fünf Drehstrom-Lichtbogenöfen beim Zuschalten eines leerlaufenden Ofentransformators. Die anderen Berechnungskurven für die Einschaltvorgänge befinden sich zwischen den Kurve 1 und 3.

Ausgehend vom oben genannten resonanzfreien Bereich  $5.2 < h_{RES} < 6.8$  beträgt der entsprechende Bereich der Kondensatorenbetriebsleistungen  $26 \text{ Mvar} > Q_{KB} > 20 \text{ Mvar}$  (Bild 6.3). Die untere Grenze  $Q_{KB} = 20 \text{ Mvar}$  wird bei dem Wert  $h_{RES} = 6.8$  erreicht, die obere Grenze  $Q_{KB} = 26 \text{ Mvar}$  - bei dem Wert  $h_{RES} = 5.2$ . Mittelwert der Kondensatorenbetriebsleistung in diesem Bereich ist  $Q_{KB} \cong 23 \text{ Mvar}$ .

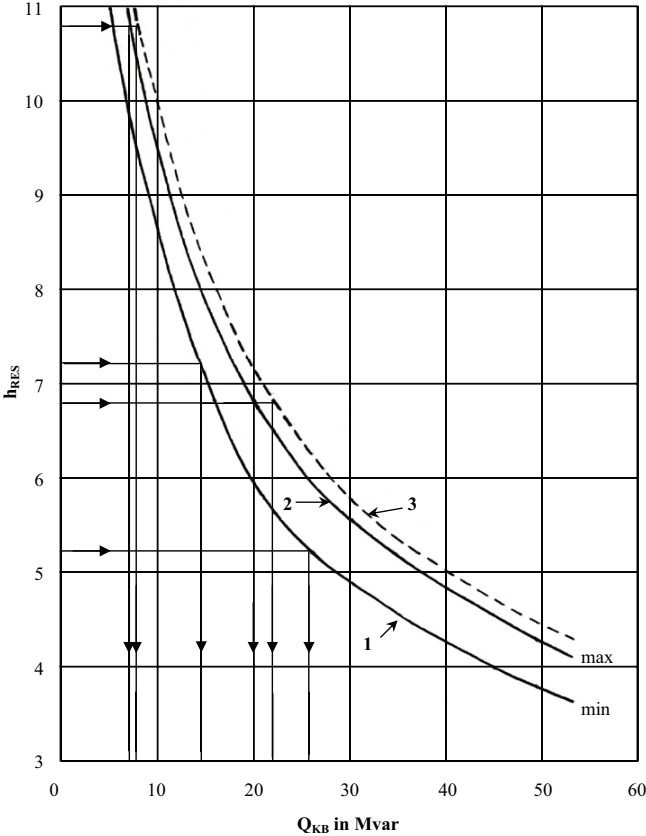


Bild 6.3: Abhängigkeiten  $h_{RES} = f(Q_{KB})$  für den separaten Betrieb der Sammelschienensysteme

Beim Parallelbetrieb der zwei Sammelschienensysteme und zwei 125-MVA-Netzabspanntransformatoren entsprechend dem Bild 6.4 ergibt sich der resonanzfreie Bereich  $52 \text{ Mvar} > Q_{KB} > 40 \text{ Mvar}$  bei  $5.2 < h_{RES} < 6.8$ . Mittelwert der Kondensatorenbetriebsleistung für jedes Sammelschienensystem ist ebenfalls  $Q_{KB} \cong 23 \text{ Mvar}$ .

Für den zulässigen Bereich  $7.2 < h_{RES} < 10.8$  werden die Kondensatorenleistungen innerhalb des Bereiches  $13 \text{ Mvar} > Q_{KB} > 7.5 \text{ Mvar}$  bei separaten Betrieb des Sammelschienensystems bzw. innerhalb des Bereiches  $26 \text{ Mvar} > Q_{KB} > 16 \text{ Mvar}$  bei Parallelbetrieb der Sammelschienen gewählt. Die Mittelwerte sind entsprechend  $Q_{KB} \cong 11 \text{ Mvar}$  für jedes Sammelschienensystem.

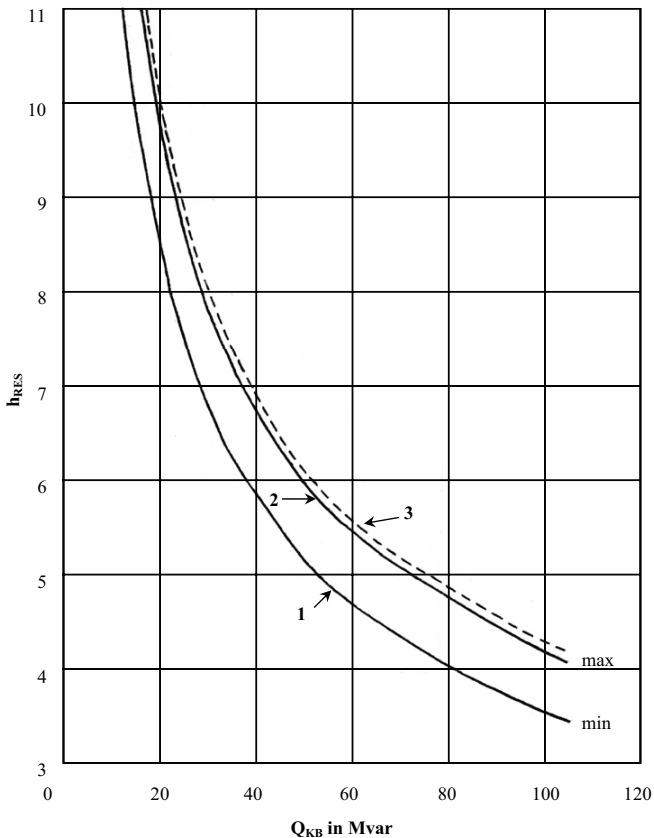


Bild 6.4: Abhängigkeiten  $h_{RES} = f(Q_{KB})$  für den Parallelbetrieb der Sammelschienensysteme

Unter der Berücksichtigung der Einschaltvorgänge der Ofentransformatoren (Kurve 3) werden die Werte der empfohlenen Kondensatorenbetriebsleistungen für den Bereich  $5.2 < h_{RES} < 6.8$  folgendermaßen korrigiert:

$$\begin{aligned} 26 \text{ Mvar} > Q_{KB} > 21.5 \text{ Mvar} & \text{ (Separatbetrieb - Bild 6.3)} \\ 50 \text{ Mvar} > Q_{KB} > 42 \text{ Mvar} & \text{ (Parallelbetrieb - Bild 6.4)} \end{aligned} \quad (6.3)$$

Ähnlich werden die zulässigen Kondensatorenbetriebsleistungswerte für den Bereich  $7.2 < h_{RES} < 10.8$  korrigiert.

Die relative „Breite“ des zulässigen Wertebereiches  $Q_{KB}$  für jeden gefundenen Abschnitt  $\delta Q_{KB} = (Q_{KB_{max}} - Q_{KB_{min}}) / Q_{KB_{mittl}}$  ist groß genug (25%-50%). Dies weist darauf hin, dass eine sichere und präzise „Abstimmung“ der Kondensatorenbetriebsleistungen hinsichtlich der Gewährleistung einer minimalen harmonischen Netzurückwirkungen bei der Inbetriebnahme der Blindleistungskompensationsanlage im Elektrostahlwerk möglich ist. Es ist empfehlenswert, die Kondensatorenbetriebsleistungen möglichst nah den Mittelwerten innerhalb der resonanzfreien Bereichen zu wählen. Dadurch wird der negative Einfluss möglicher Abweichungen der Netz- und Betriebsparameter von den in den Berechnungen angenommenen Werten minimiert.

Die im vorliegenden Abschnitt beschriebene Methodik zur Wahl der Kondensatorenbetriebsleistungen ist im Hinblick auf die Projektierung der Blindleistungskompensationsanlagen in Elektrostahlwerksnetzen typisch. Die präsentierten Verfahren zur Wahl der Kondensatorenbetriebsleistungen in Elektrostahlwerksnetzen können folgendermaßen verallgemeinert werden:

1. Erstellung der Ersatzschaltbilder des Elektrostahlwerksnetzes, Bestimmung der Anzahl der Anschlusspunkte und der Charakteristiken der Oberschwingungsquellen (Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen), der Anzahl und der Anschlusspunkte der Blindleistungskompensationsanlagen, Bestimmung der möglichen Betriebszustände des elektrischen Netzes.
2. Bestimmung des Erwartungsniveaus der harmonischen Verzerrungen an den Anschlussknotenpunkten der Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen sowie der

Blindleistungskompensationsanlagen durch Simulationsberechnungen. Bestimmung der resonanzfreien Betriebsleistungen der Blindleistungskompensationsanlagen hinsichtlich der Gewährleistung der minimalen harmonischen Netzzrückwirkungen von nichtlinearen Belastungen. Es ist zu bemerken, dass die harmonischen Verzerrungen nach Erfahrungen des Autors der vorliegenden Arbeit bei den Resonanzfrequenzen  $h_{RES} = h \pm 0.5$  ( $h$ -Basisüberschwingungen im Spektrum des Drehstrom-Lichtbogenofens) minimal sind.

3. Bestimmung der Abhängigkeiten der Resonanzfrequenzen von den Betriebsleistungen der Blindleistungskompensationsanlagen  $h_{RES} = f(Q_{KB})$  für die typischen Betriebszustände des Stahlwerkes auf der Grundlage der durchgeführten Berechnungen der Impedanz-Frequenz-Charakteristiken des Elektrostahlwerksnetzes.

4. Wahl der zulässigen Kondensatorenbetriebsleistungen nach dem im Punkt 3 gewonnenen Abhängigkeiten  $h_{RES} = f(Q_{KB})$  unter Berücksichtigung der im Punkt 2 bestimmten Grenzwerte  $h_{ZUL}$  der resonanzfreien Kondensatorenbetriebsleistungsbereichen für die konkreten Betriebszustände des Elektrostahlwerksnetzes. Es ist zu bemerken, dass die Simulationsberechnungen nach Punkt 2 kompliziert sind und normalerweise nur Schätzwerte liefern. Ursache sind die bekannten Schwierigkeiten einer korrekten Nachbildung der dämpfenden Eigenschaften der ohmschen Widerstände der Netzelemente für die Oberschwingungen und gewisse Vereinfachungen bei der Computersimulation. Aus diesem Grund wird empfohlen, die direkte Anwendung der im Punkt 3 gewonnenen verallgemeinerten Abhängigkeiten  $h_{RES} = f(Q_{KB})$  zur Bestimmung der zulässigen Kondensatorenbetriebsleistungsbereiche nach  $[(h_{RES_i} + \Delta h_{ZUL}) \dots (h_{RES_{i+1}} - \Delta h_{ZUL})]$  mit  $h_{RES_i}$ ,  $h_{RES_{i+1}}$  - die nacheinander folgenden Basisüberschwingungen des Lichtbogenstromspektrums,  $\Delta h_{ZUL}$  - der minimale zulässige Abstand des Pols der Impedanz-Frequenz-Charakteristik von der nächsten Resonanzfrequenz  $h_{RES}$ , der für die Gewährleistung der resonanzfreien Betriebszustände des Elektrostahlwerksnetzes erforderlich ist. Aus praktischen Erfahrungen wird es empfohlen,  $\Delta h_{ZUL} = 0.2, 0.3$  anzunehmen.

5. Durchführung von experimentellen Messungen der harmonischen Verzerrungen im Elektrostahlwerksnetz bei der Inbetriebnahme der Blindleistungskompensationsanlagen. Prüfung der Genauigkeit der in der Projektierungsphase gewonnenen Impedanz-Frequenz-Charakteristiken des Elektrostahlwerksnetzes. Korrektur der Betriebsleistung der

Blindleistungskompensationsanlage auf der Grundlage der Messergebnisse der harmonischen Verzerrungen im IST-Zustand des elektrischen Netzes.

Zuordnung der Kondensatorengruppen (falls erforderlich und technisch möglich) zur präzisen „Abstimmung“ der Resonanzfrequenz im Elektrostahlwerksnetz bei Änderungen der Netzbetriebszustände.

Die vom Autor der vorliegenden Arbeit durchgeführten Experimente im elektrischen Netz des Stahlwerks KAMAZ haben die Korrektheit der angenommenen Berechnungsmodelle bestätigt. Die Experimente haben gezeigt, dass der zuverlässige und resonanzfreie Betrieb der Kondensatoren als Blindleistungskompensationsanlagen parallel mit den Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen möglich ist. Die entstehenden harmonischen Verzerrungen sind dabei minimal. Die präzise „Abstimmung“ der Resonanzfrequenz im Elektrostahlwerksnetz bei der zielgerichteten Änderung der Kondensatorenbetriebsleistungen mit einem minimalen Schritt von  $\Delta Q_{KB} = 0.6 \text{ Mvar}$  ist auch möglich.

Die im Stahlwerk KAMAZ durchgeführten Proben können als erste praktische Anwendung der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Verfahren zur Blindleistungskompensation der nichtlinearen Elektrostahlwerksbelastungen betrachtet werden.

Die entwickelte Methodik zur Wahl der Kondensatorenbetriebsleistungen im Elektrostahlwerksnetz ist komplex. Im Rahmen der dargestellten Verfahren wurden zwei wichtige Oberschwingungsquellen im Elektrostahlwerk berücksichtigt: eine ständig wirkende, aber relativ leistungsschwache harmonische Quelle ist der Lichtbogenstrom und die zweite Quelle ist der Einschaltstrom des Ofentransformators, der kurzzeitig ist, aber starke harmonische Verzerrungen emittieren kann.

Ein weiteres Beispiel der Verwendung der entwickelten Methodik unter Berücksichtigung einer TCR-Anlage als dritter Oberschwingungsquelle eines Elektrostahlwerksnetzes wird im nachfolgenden Abschnitt erläutert.

## 6.2 Verfahren zur Wahl der Betriebsleistungen von Filterkreisanlagen als Blindleistungskompensationsanlagen in Elektrostahlwerksnetzen auf der Grundlage der Analyse der Impedanz-Frequenz-Charakteristiken eines Elektrostahlwerksnetzes

Die im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Methodik zur Wahl der Parameter der Blindleistungskompensationsanlagen für Elektrostahlwerksnetze mit nichtlinearen Belastungen wurde für das neue Elektrostahlwerk SOVEL in Griechenland eingesetzt. Der Übersichtsschaltplan des Elektrostahlwerksnetzes wurde im Bild 5.14 präsentiert.

Die Versorgung des Stahlwerkes erfolgt über eine Freileitung aus dem 150-kV-Strahlennetz des Umspannwerks Larissa. Im Umspannwerk Larissa befindet sich der PCC (Point of Common Coupling), da hier eine Kopplung mit anderen Abnehmern und Abnehmernetzen vorhanden ist. Das Stahlwerk SOVEL wird über zwei parallelgeschaltete 60-MVA-150/30-kV-Netztransformatoren gespeist.

Im Stahlwerk wird ein 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen (AC-LBO) betrieben, der durch drei typische Arbeitspunkte charakterisiert wird. Diese sind in der Tabelle 6.1 dargestellt. Es ist zu sehen, dass die maximale Wirk- sowie Blindleistungsaufnahme in der Schmelzphase „Melting“ erfolgt. Tabelle 6.2 zeigt die Ofentransformatorsdaten, die die genannten Arbeitspunkte charakterisieren.

Arbeitspunkte	$P_{AC-LBO}$ in MW	$Q_{AC-LBO}$ in Mvar
„Melting“	72	55
„Boring“	48	48
„Refining“	63	52

Tabelle 6.1: Leistungsaufnahme des AC-LBO

Arbeitspunkte	Ofentransformator				
	$S_N$ in MVA	$U_{OS}$ in kV	$U_{US}$ in kV	$u_k$ in %	$P_{vk}$ in kW
„Melting“	80	30	1,057	9,7	500
„Boring“	67,5		0,760	18	
„Refining“	80		0,980	11,2	

Tabelle 6.2: Daten des Ofentransformators für die charakteristischen Arbeitspunkte



Es ist zu sehen, dass die minimale Transformatorreaktanz  $X_T$  bei den Transformatorparametern, die der „Melting“-Phase entsprechen, erreicht wird:

$$X_T = u_k \cdot \frac{U_{OS}^2}{S_N} \quad (6.4)$$

Gleicherweise wird die auf die 30-kV-Seite bezogene äquivalente Hochstromkreisreaktanz  $X_{HK}$  bei Ofenbetrieb in der „Melting“-Phase auch minimal:

$$X_{HK}^{30\text{ kV}} = \left(\frac{U_{OS}}{U_{US}}\right)^2 \cdot X_{HK} \quad (6.5)$$

Dadurch wird die gesamte Ofenkreisreaktanz im Sinne des Ersatzschemas vom Bild 3.3 c) beim Ofenbetrieb in der „Melting“-Phase kleiner als bei Ofenbetrieb in anderen Arbeitspunkten.

Diese Reaktanz wird mit anderen Impedanzen der Elektrostahlwerksnetzelemente parallel geschaltet, wie es im Kapitel 2 gezeigt wurde. Dadurch wird die maximale Verschiebung der Resonanzpole in der Impedanz-Frequenz-Charakteristik des Elektrostahlwerksnetzes im Vergleich mit der Lage der Parallelresonanzpole erreicht.

Die gewählte Blindleistungskompensationsanlage besteht aus einer TCR-Anlage und einer dreistufigen Filterkrisanlage (FKA) mit Filtern für die 2., 3. und 5. Harmonische. Die Filterkreise sollen eine konstante kapazitive Blindleistung  $Q_{\Sigma\text{FKA}} = 90$  Mvar zur Verfügung stellen.

Der TCR soll die Differenz zwischen dem momentanen, stets induktiven Blindleistungsbedarf des AC-LBO und der Filterblindleistung ausgleichen, so dass die Blindleistung im Einspeiseweig annähernd Null wird. Die Blindleistung des TCR wurde auf 100 Mvar festgelegt.

Wie im Kapitel 4 schon gezeigt wurde, und wie im Bild 5.16 illustriert, ist die äquivalente Reaktanz der TCR-Anlage bei einem 90-Grad-TCR-Steuerwinkel minimal. Dies entspricht dem Zustand der völlig geöffneten Thyristoren der TCR-Anlage oder dem ungesteuerten TCR-Reaktor.

Bei der Betrachtung einer TCR-Anlage in einem solchen Zustand im Ersatzschaltbild eines Elektrostahlwerksnetzes wird die Verschiebung der Resonanzpole der Impedanz-Frequenz-Charakteristik im Vergleich mit der Lage der Parallelresonanzpole maximal.

Für die Wahl einer kostengünstigen und optimalen Auslegung der Leistungen der einzelnen Filterkreisanlagen wurden mehrere Varianten untersucht. Tabelle 6.3 zeigt die Abhängigkeit der Resonanzpole der Impedanz-Frequenz-Charakteristik (IFC) im 30-kV-Netzknotenpunkt (Stahlwerksschienen) von den Leistungskombinationen der FKA.

Q der FKA in Mvar			Resonanzpole der IFC in Hz					
Filter 100 Hz	Filter 150 Hz	Filter 250 Hz	AC-LBO und TCR sind ausgeschaltet			AC-LBO und TCR sind in Betrieb („Melting“)		
<b>HP</b>	<b>145 Hz</b>	<b>245 Hz</b>	Pole 1	Pole 2	Pole 3	Pole 1	Pole 2	Pole 3
20	35	35	88	115	192	95	123	198
20	30	40	88	116	186	95	124	192
20	25	45	88	117	180	95	125	186
25	35	30	86	118	197	92	125	203
25	30	35	86	119	190	92	126	196
25	25	40	86	120	183	92	127	190
<b>25</b>	<b>25</b>	<b>40</b>	<b>87</b>	<b>118</b>	<b>179</b>	<b>92</b>	<b>125</b>	<b>186</b>
25	25	40	85	116	175	90	123	182
30	30	30	85	122	195	91	128	201
30	25	35	85	123	188	91	129	194
30	20	40	85	124	181	91	131	188
<b>30</b>	<b>20</b>	<b>40</b>	<b>86</b>	<b>122</b>	<b>177</b>	<b>91</b>	<b>128</b>	<b>184</b>
35	35	20	84	123	209	90	128	215
35	30	25	84	124	201	90	129	207
35	25	30	84	125	193	90	131	200

Tabelle 6.3: Abhängigkeit der Resonanzpole der IFC im 30-kV-Netzknotenpunkt von der Leistungskombinationen der FKA

Die Impedanz-Frequenz-Charakteristik des Elektrostahlwerksnetzes am 30-kV-Anschlussknotenpunkt des Drehstrom-Lichtbogenofens wird im Bild 6.5 präsentiert. Die

Resonanzpole 1, 2 und 3, die durch das Vorhandensein der Filterkreise der 2., 3. und 5. Harmonischen mit entsprechenden Nullstellen bedingt sind, werden im Bild 6.5 gezeigt. Die dargestellte Charakteristik entspricht dem Filterkreiskonzept mit den Filterparametern, die in der Tabelle 6.3 als fett und unterstrichen gezeigt werden. Bei diesem Filterkreiskonzept wurden die Änderungen der Filterabstimmfrequenzen für die Filter der 3. und 5. Harmonischen vorgenommen. Dadurch werden die negativen Effekte der Alterung der Filterkapazitäten und die aus diesem Grund entstehenden Änderungen der Betriebskapazitäten der Filterkreisanlagen vermieden. Die Resonanzfrequenzen der gewählten Filterkreise wurden entsprechend auf 145 Hz und 245 Hz festgelegt. Der Filter der 2. Harmonischen wurde als Hochpassfilter mit einer Abstimmfrequenz von 100 Hz ausgelegt, um die unerwünschten harmonischen Überlastungen bei Einschaltvorgängen des Ofentransformators zu minimieren. Die Filterleistungen für die im Bild 6.5 dargestellte Impedanz-Frequenz-Charakteristik sind 25 Mvar (Filter der 2. Harmonischen), 25 Mvar (Filter der 3. Harmonischen) und 40 Mvar (Filter der 5. Harmonischen).

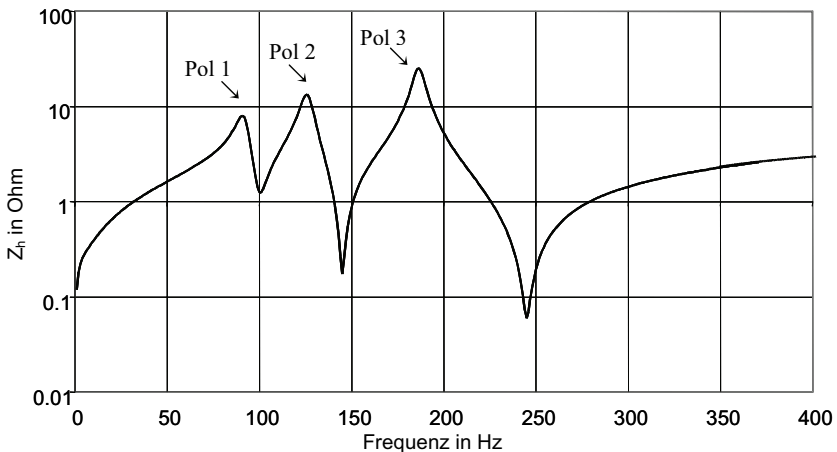


Bild 6.5: Impedanz-Frequenz-Charakteristik des Elektrostahlwerksnetzes im 30-kV-Netzanschlussknotenpunkt

Zur Analyse der Impedanz-Frequenz-Charakteristiken wurden zwei charakteristische Fälle des Elektrostahlwerksnetzbetriebes untersucht. Im ersten Fall wurden die Impedanz-

Frequenz-Charakteristiken für den Netzzustand mit ausgeschaltetem Drehstrom-Lichtbogenofen und ausgeschalteten TCR-Anlage betrachtet. Nur die Filterkreise bleiben in Betrieb. Diesem Zustand entspricht eine Parallelresonanz im Elektrostahlwerksnetz.

Im zweiten Fall sind der Drehstrom-Lichtbogenofen und die TCR-Anlage in Betrieb. Wie schon oben bemerkt wurde, verschieben sich die Resonanzpole der Impedanz-Frequenz-Charakteristik im Vergleich zum Fall 1. Die maximale Verschiebung der Resonanzpole wird bei der Berücksichtigung des Drehstrom-Lichtbogenofens in der „Melting“-Betriebsphase und der TCR-Anlage bei völlig geöffneten Thyristoren (90-Grad-Steuerwinkel) erreicht. Die Tabelle 6.3 illustriert dies.

Die Impedanz-Frequenz-Charakteristiken wurden hinsichtlich des Abstandes der Resonanzpole von den Frequenzen der im Elektrostahlwerksnetz dominierenden Oberschwingungen untersucht.

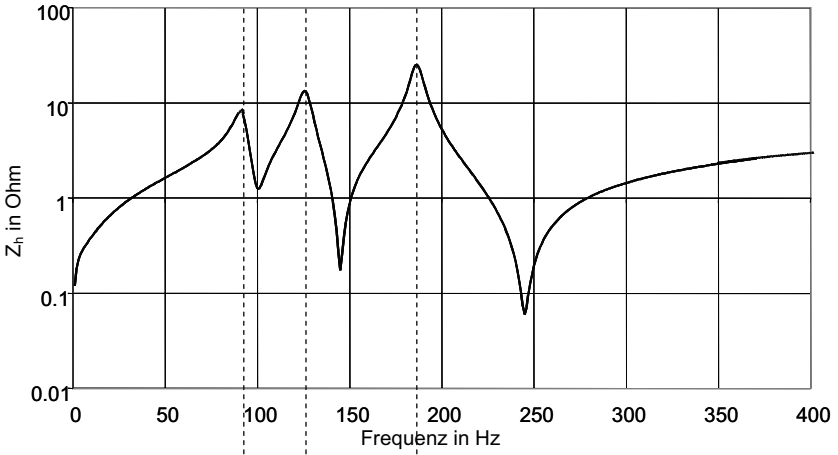
Aus Tabelle 6.3 folgt, dass die Leistungskombination von Filter 100 Hz - 25 Mvar, Filter 145 Hz - 25 Mvar, Filter 245 Hz - 40 Mvar die maximalen Abstände der Resonanzpole von den unerwünschten Resonanzfrequenzen liefert. Die zweite mögliche Leistungskombination wäre auch: Filter 100 Hz - 30 Mvar, Filter 145 Hz - 20 Mvar, Filter 245 Hz - 40 Mvar, aber in diesem Fall wäre die Leistung des Filters der 2. Harmonischen überflüssig hoch. Aus diesem Grund wurde das erste genannte Filterkonzept als Basiskonzept angenommen.

Das Bild 6.6 zeigt die Gegenüberstellung der Impedanz-Frequenz-Charakteristik am 30-kV-Netzanschlussknotenpunkt und dem simulierten Spannungsspektrum am Knotenpunkt.

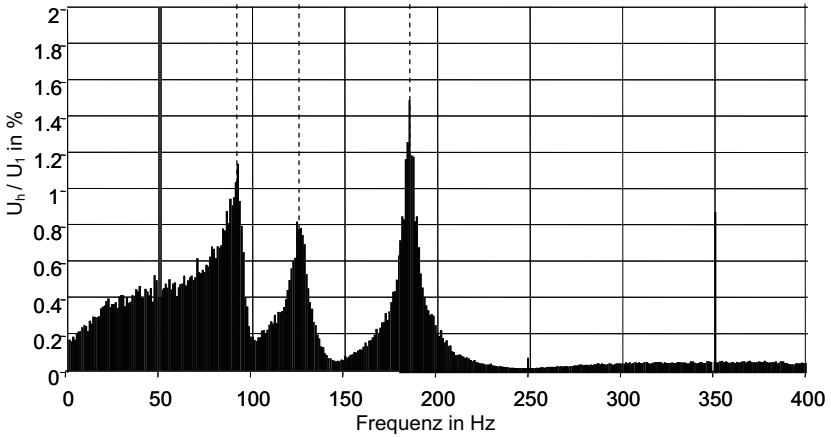
Das Spektrum der Spannung am 30-kV-Knotenpunkt wurde nach Simulationsberechnungen unter Verwendung des Programmsystems SALOMON erhalten. Es wurde der Drehstrom-Lichtbogenofenbetrieb in der „Melting“-Phase nachgebildet. Das entsprechende Simulationsverfahren wurde im Kapitel 2 beschrieben. Als charakteristischer Modellparameter wurde für die Lichtbogen Spannungsschwankungen Zyklus 1 gewählt.

Bei den Berechnungen wurde davon ausgegangen, dass die TCR-Anlage den Mittelwert der schwankenden Differenz zwischen der Filterkreisanlagenblindleistungsgeneration und dem Drehstrom-Lichtbogenofenblindleistungsbedarf kompensieren muss. Der TCR wurde aus diesem Grund ungeregelt und symmetrisch in die Berechnungen aufgenommen. Der nachgebildete TCR-Steuerwinkel betrug  $\alpha = 127$  Grad.

Die entsprechende Korrektur der Impedanz-Frequenz-Charakteristik des Elektrostahlwerksnetzes am Knotenpunkt mit der Berücksichtigung der nichtlinearen Eigenschaften der TCR-Anlage nach der Formel (5.30) aus dem Kapitel 5 wurde ebenfalls vorgenommen.



a)



b)

Bild 6.6: Gegenüberstellung der IFC und des Spannungsspektrums im 30-kV-Knotenpunkt  
 a) Impedanz-Frequenz-Charakteristik im 30-kV-Knotenpunkt,  
 b) Spannungsspektrum im 30-kV-Knotenpunkt

Die im Bild 6.6 präsentierte Gegenüberstellung der Simulationsergebnisse und der Impedanz-Frequenz-Charakteristik im 30-kV-Netzknutenpunkt zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen den Resonanzpolen der IFC und den mitschwingenden Komponenten des Oberschwingungsspektrums der 30-kV-Knotenpunktspannung.

Die gewählte Blindleistungskompensationskonzept wurde auch in der Praxis realisiert. Die nach dem dargestellten Konzept gebaute Blindleistungskompensationsanlage im Elektrostahlwerk SOVEL wurde bereits in Betrieb genommen.

## 7 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit umfasst die Fragen der rationellen Blindleistungskompensation der nichtlinearen Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofenbelastungen in Elektrostahlwerken unter der Berücksichtigung des Aspektes der Gewährleistung der elektromagnetischen Verträglichkeit in elektrischen Versorgungsnetzen.

Im Kapitel 1 der vorliegenden Arbeit wird die allgemeine Problematik der Blindleistungskompensation der modernen Elektrostahlwerksbelastungen erläutert. Es wird darauf hingewiesen, dass eine optimale Blindleistungskompensation der nichtlinearen Belastungen mit den Fragen der Elektroenergiequalität und der elektromagnetischen Verträglichkeit in Elektrostahlwerksnetzen eng verbunden ist. Um die elektromagnetische Verträglichkeit der modernen hochleistungsstarken Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen sowie der anderen Industrieanlagen mit dem speisenden elektrischen Netz zu gewährleisten, durch Anlagenbetrieb verursachte Netzrückwirkungen zu vermindern, die für die Schmelztechnologie erforderlichen Spannungsniveaus im Ofenanschlusspunkt zu sichern, und Energieverluste in Elektroenergieversorgungssystemen zu verringern, ist es erforderlich, detaillierte Untersuchungen der Bedingungen der Entstehung von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen mit leistungsstarken technologischen Anlagen durchzuführen.

Im Kapitel 2 der vorliegenden Arbeit werden die Netzrückwirkungen beim Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofenbetrieb analysiert. Es werden die Funktionsweise und der elektrische Aufbau eines Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen sowie die elektrischen Vorgänge beim Drehstrom-Lichtbogenofenbetrieb dargestellt. Die dynamischen Eigenschaften der Ofenlichtbögen als Oberschwingungsquellen werden betrachtet. Es werden experimentelle Messergebnisse der Oberschwingungsemission von Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen im Zusammenhang mit dem Ofenbetriebszustand präsentiert. Die mathematische Modellierung der Netzrückwirkungen beim Parallelbetrieb der Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen und der Blindleistungskompensationsanlagen wird betrachtet. Es wird die Problematik der Darstellung der Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen bei der Analyse von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen erläutert. Es werden die existierenden mathematischen Drehstrom-Lichtbogenofenmodelle beschrieben und miteinander verglichen. Die vom Autor der vorliegenden Arbeit entwickelten mathematischen Modelle der Drehstrom-

Lichtbogenstahlschmelzöfen unter Berücksichtigung der nichtlinearen Eigenschaften der Strom-Spannungskennlinien der Ofenlichtbögen werden präsentiert. Der Einfluss der frequenzabhängigen Impedanzen der Netzelemente auf Resonanzvorgänge in Elektrostahlwerksnetzen wird untersucht.

Auf der Grundlage der gewonnenen Simulationsergebnisse wird gezeigt, dass die konventionelle Darstellung der Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzöfen als eine ideale Oberschwingungsstromquelle mit einer unendlichen inneren Impedanz bei der Analyse von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen nicht korrekt ist. Der mögliche Fehler bei der Bestimmung der Resonanzfrequenzen in Elektrostahlwerksnetzen kann bis zu einer Harmonischen betragen. Es wird gezeigt, dass die Berücksichtigung der inneren Impedanz des gesamten Ofenkreises für die korrekte mathematische Nachbildung von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen erforderlich ist. Es wird nachgewiesen, dass ein Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofen als eine Oberschwingungsspannungsquelle mit der Ofenkreisimpedanz bei der Bestimmung der tatsächlichen Resonanzfrequenzen in Elektrostahlwerksnetzen betrachtet werden muss. Es wird gezeigt, dass die Netzrückwirkungen eines Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofens durch die korrekte Wahl der Parameter der Blindleistungskompensationsanlagen wesentlich verringert werden können. Dadurch kann die elektromagnetische Verträglichkeit der Ofenbelastungen mit dem Versorgungsnetz gewährleistet werden.

Im Kapitel 3 werden die transienten Einschaltresonanzen in Elektrostahlwerksnetzen, die durch den Magnetisierungsstrom eines Ofentransformators verursacht werden, untersucht. Das Spezifikum des Transformatorbetriebes in Elektrostahlwerksnetzen wird erläutert. Die Problematik der zuverlässigen Arbeit der Blindleistungskompensationsanlagen unter den Bedingungen der starken Oberschwingungsemission eines Ofentransformators beim Einschaltvorgang wird dargestellt. Die Spektralcharakteristiken der Einschaltströme der Ofentransformatoren werden präsentiert. Es werden die Verfahren zur mathematischen Modellierung des Transformatoragnetsystems bei Berechnungen der transienten Vorgänge in Elektrostahlwerksnetzen erläutert. Das Spezifikum der mathematischen Modellierung der frequenzabhängigen Impedanzen der Netzelemente bei Berechnungen der transienten Vorgänge in Elektrostahlwerksnetzen wird gezeigt. Die Simulationsergebnisse werden dargestellt.

Auf der Grundlage der gewonnenen Simulationsergebnisse wird gezeigt, dass die konventionelle Darstellung eines leistungsstarken Ofentransformators beim Einschaltvorgang



als eine ideale Oberschwingungsstromquelle mit einer unendlichen inneren Impedanz bei der Analyse der transienten Einschaltresonanzen in Elektrostahlwerksnetzen nicht korrekt ist. Es wird gezeigt, dass die Berücksichtigung der inneren Impedanz des Magnetsystems des Transformators für die korrekte mathematische Nachbildung der Einschaltresonanzen in Elektrostahlwerksnetzen erforderlich ist. Es wird nachgewiesen, dass ein Transformator beim Einschaltvorgang als eine Oberschwingungsspannungsquelle mit der dynamischen Induktanz des nichtlinearen Transformormagnetsystems im gesättigten Zustand bei der Bestimmung der tatsächlichen Resonanzfrequenzen in Elektrostahlwerksnetzen betrachtet werden muss.

Die bei den transienten Einschaltvorgängen von Ofentransformatoren entstehenden Überlastungen der Blindleistungskompensationsanlagen werden analysiert. Die Maßnahmen zur Minimierung der negativen Einwirkung der Einschaltstromstöße in Elektrostahlwerksnetzen werden erläutert.

Es wird gezeigt, dass die korrekte Wahl der Parameter der Blindleistungskompensationsanlagen zur Minimierung der durch den Einschaltstromstoß der Ofentransformatoren verursachten Netzzrückwirkungen wesentlich beitragen kann.

Im Kapitel 4 werden die Eigenschaften einer TCR-Anlage als eine nichtlineare Belastung betrachtet. Es wird die Funktionsweise eines TCR erläutert. Die Oberschwingungsemission einer TCR-Anlage wird gezeigt. Die Resonanzerscheinungen in elektrischen Kreisen mit TCR-Anlagen werden untersucht. Die Problematik der korrekten Darstellung eines TCR bei der mathematischen Modellierung von Resonanzvorgängen in Elektrostahlwerksnetzen wird erläutert. Die Ergebnisse der digitalen Simulation von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen mit einer TCR-Anlage werden präsentiert.

Auf der Grundlage der gewonnenen Berechnungsergebnisse wird gezeigt, dass die konventionelle Darstellung einer TCR-Anlage als eine ideale Oberschwingungsstromquelle mit einer unendlichen inneren Impedanz bei der Analyse von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen nicht korrekt ist. Es wird gezeigt, dass die Berücksichtigung der äquivalenten inneren Impedanz eines TCR-Reaktors für die korrekte mathematische Nachbildung von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen erforderlich ist. Es wird nachgewiesen, dass eine TCR-Anlage als eine Oberschwingungsspannungsquelle mit der äquivalenten Reaktorimpedanz bei der Bestimmung der tatsächlichen Resonanzfrequenzen in Elektrostahlwerksnetzen betrachtet werden muss. Es wird gezeigt, dass die äquivalente TCR-Reaktorinduktanz nicht konstant bleibt, sondern von der Ordnungszahl der mitschwingenden Harmonischen sowie vom TCR-Seuerwinkel abhängig ist. Die entsprechende Formel zur

Bestimmung der Resonanzfrequenz in einem elektrischen Kreis mit einer TCR-Anlage wird erläutert. Zur Präzisierung der gewonnenen Ergebnisse werden die analytischen Untersuchungen der Resonanzbedingungen in elektrischen Kreisen mit TCR-Anlagen auf der Grundlage der Darstellung im Zustandsraum präsentiert. Es wird die Methodik der analytischen Beschreibung von Drehstromsystemen mit TCR-Anlagen im Zustandsraum erläutert. Die gewonnenen Ergebnisse der analytischen Untersuchungen von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen mit TCR-Anlagen werden präsentiert. Die Resultate der analytischen Berechnungen bestätigen die Korrektheit des entwickelten Konzeptes zur Betrachtung des Verhaltens von TCR-Anlagen bei der Analyse von Resonanzerscheinungen in Elektrostahlwerksnetzen vollständig.

Im Kapitel 5 werden praktische Verfahren zur Analyse der Wechselwirkung zwischen nichtlinearen Belastungen in Elektrostahlwerksnetzen dargestellt. Die Problematik zur Bestimmung der Lage der Verzerrungsquellen in Elektrostahlwerksnetzen sowie zur korrekten Ermittlung der partiellen Beiträge an der gesamten Spannungsverzerrung von einzelnen Elektrostahlwerksbelastungen wird erläutert. Die Leistungsflüsse in elektrischen Kreisen mit nichtlinearen und unsymmetrischen Belastungen werden betrachtet. Es wird gezeigt, dass die Lage der im elektrischen Netz dominierenden Verzerrungsquellen auf der Grundlage der ermittelten Wirkleistungsflussverteilung eindeutig bestimmt werden kann. Ausschlaggebend dafür sind die Richtungen der Oberschwingungsleistungsflüsse im Vergleich mit den Richtungen der Grundfrequenzlastflüsse. Entsprechende Mess- und Simulationsbeispiele für die Elektrostahlwerksnetze werden präsentiert.

Die praktische Methodik zur Bestimmung der partiellen Beiträge von einzelnen Elektrostahlwerksabnehmern auf der Grundlage der Berücksichtigung der äquivalenten inneren Impedanzen der Verzerrungsquellen wird dargestellt. Das Verfahren wird am Beispiel eines realen Elektrostahlwerksnetzes erläutert.

Es wird darauf hingewiesen, dass die Kenntnisse über die Wechselwirkung zwischen nichtlinearen Belastungen in Elektrostahlwerksnetzen zur Gewährleistung der elektromagnetischen Verträglichkeit der Elektrostahlwerke mit dem speisenden elektrischen Netz von hoher Bedeutung sind.

Im Kapitel 6 werden praktische Beispiele zur Optimierung der Blindleistungskompensation der nichtlinearen Drehstrom-Lichtbogenofenbelastungen in Elektrostahlwerksnetzen präsentiert. Es wird ein praktisches Verfahren zur Wahl der Betriebsleistungen von

Kondensatorbatterien als Blindleistungskompensationsanlagen im Elektrostahlwerksnetz hinsichtlich der Minimierung der harmonischen Störungen vorgestellt. Im Rahmen der dargestellten Verfahren werden zwei wichtigen Oberschwingungsquellen im Elektrostahlwerk berücksichtigt: Eine ständig wirkende, aber relativ leistungsschwache harmonische Quelle ist der Lichtbogenstrom und die zweite Quelle ist der Einschaltstrom des Ofentransformators, der kurzzeitig ist, aber starke harmonische Verzerrungen emittieren kann. Die Probeeinsätze der unter Berücksichtigung der oben genannten Einflussfaktoren eingestellten Blindleistungskompensationsanlagen in einem Elektrostahlwerk sind die erste praktische Anwendung der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Verfahren zur Blindleistungskompensation der nichtlinearen Elektrostahlwerksbelastungen.

Es wird ein weiteres Beispiel zur Wahl der Betriebsleistungen von Filterkreisanlagen als Blindleistungskompensationsanlagen in Elektrostahlwerksnetzen auf der Grundlage der Analyse der Impedanz-Frequenz-Charakteristiken eines Elektrostahlwerksnetzes präsentiert. Die Berücksichtigung einer TCR-Anlage als eine weitere wichtige Oberschwingungsquelle bei der Wahl der Parameter der Blindleistungskompensationsanlagen in einem Elektrostahlwerksnetz wird erläutert. Es wird die Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen der analytischen Berechnungen und den Ergebnissen der digitalen Simulation des Ofenbetriebes für das ausgewählte Blindleistungskompensationskonzept in einem Elektrostahlwerk gezeigt. Das gewählte Blindleistungskompensationskonzept wurde auch in der Praxis realisiert. Die nach dem dargestellten Konzept gebaute Blindleistungskompensationsanlage im Elektrostahlwerk wurde in Betrieb genommen.

Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelte neue rationelle Methodik der Blindleistungskompensation der Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofenbelastungen liefert einen Komplex von Maßnahmen zur Verminderung der Netzurückwirkungen von hochleistungsstarken Ofenanlagen. Die Verwendung der entwickelten Methodik erhöht die Elektroenergiequalität an Netzknotenpunkten der Elektrostahlwerke und gewährleistet die elektromagnetische Verträglichkeit der Stahlwerke mit elektrischen Netzen.

## Literaturverzeichnis

### Kapitel 2:

- 2.1 Greis, P.: Gleichstrom-Lichtbogenöfen der Welt; Stahl und Eisen 118 (1998); S. 57-60
- 2.2 Krämer S. Beitrag zur Modellierung des elektrischen Betriebsverhaltens von Drehstromlichtbogenöfen, Dr.-Ing. Dissertation, TU Ilmenau, 1996
- 2.3 Schönfelder G. Elektrische Lichtbogenöfen und ihr Einsatz in der eisenschaffenden Industrie. *elektrowärme international* 41 (1983) B5, S. B214-B221
- 2.4 Цуканов В. Исследование динамических режимов в электрических цепях дуговых сталеплавильных печей и их воздействия на качество электрической энергии. Дисс. ...к. т. н. Москва, МЭИ, 1979  
*Tsukanov V. Untersuchung der dynamischen Betriebszustände in elektrischen Lichtbogenofenkreisen und der Einwirkung von denen auf die Elektroenergiequalität. Dr.-Ing. Dissertation, Moskau, MEI, 1979*
- 2.5 Köhle S. Ersatzbilder und Modelle für die elektrischen Größen von Drehstrom-Lichtbogenöfen. Düsseldorf, Stahleisen Verlag, 1990
- 2.6 Миронов Ю., Миронова А. Электрооборудование и электроснабжение электротермических, плазменных и лучевых установок. Москва, Энергоатомиздат, 1991  
*Mironov Ju., Mironova A. Elektrische Ausrüstung und elektrische Energieversorgung elektrothermischer, Plasma- und Strahlenanlagen. Moskau, Energoatomizdat, 1991*
- 2.7 Арриллага Д., Брэдли Д., Боджер П. Гармоники в электрических системах. Москва, Энергоатомиздат, 1990  
*Arrillaga J., Bradley D., Bodger P. Harmonische in elektrischen Systemen. Moskau, Energoatomizdat, 1990*
- 2.8 Основные технические решения по расчету параметров, разработке схем и компоновке СТК - 35кВ для ЭСПЦ с ДСП-100И7. Отчет ВНИПИ ТПЭП. Москва, 1988  
*Technische Grundlösungen zur Berechnung der Parameter, Entwicklung der Schemen und Anordnung des 35-kV-SVC für ein Elektrostahlwerk mit AC LBO DSP-100I7. Bericht VNIPI TPEP. Moskau, 1988*
- 2.9 Разработка статических тиристорных компенсаторов для ММЗ и ДВМЗ. Отчет по НИР ВЭИ, Москва, 1988

- Entwicklung von Static Var Compensators für MMS (Moldawisches Elektrostahlwerk) und DVMS (Fernöstliches Elektrostahlwerk). Forschungsbericht VEI, Moskau, 1988*
- 2.10 Сатаров А. Синтез фильтрокомпенсирующих устройств в полигармонических и нелинейных системах. Дисс... к. т. н., Москва, МЭИ, 1982  
*Satarov A. Synthese der Kompensationsfilterkreisen in polyharmonischen und nichtlinearen Systemen. Dr.-Ing. Dissertation, Moskau, MEI, 1982*
- 2.11 Жежеленко И. Высшие гармоники в системах электроснабжения промпредприятий. Москва, Энергия, 1974  
*Sheshelenko I. Oberschwingungen in Elektroenergieversorgungssystemen von Industriebetrieben. Moskau, Energija, 1974*
- 2.12 Miller T. Reactive Power Control in Electric Systems, John Wiley & Sons, 1982
- 2.13 Жежеленко И. Высшие гармоники в системах электроснабжения промпредприятий. 3. изд. Москва 1994  
*Sheshelenko I. Oberschwingungen in Elektroenergieversorgungssystemen der Industriebetriebe. 3. Auflage. Moskau, 1994*
- 2.14 Blume D., Schlabbach J., Stephanblome. Spannungsqualität in elektrischen Netzen, Berlin – Offenbach, VDE-Verlag, 1999
- 2.15 Иванов В., Соколов В. Режимы потребления электроэнергии и качество электроэнергии систем электроснабжения промышленных предприятий, Москва, Энергоатомиздат, 1987  
*Ivanov V., Sokolov V. Elektroenergieverbrauchsbetriebszustände und Elektroenergiequalität der Elektroenergieversorgungssysteme der Industriebetriebe. Moskau, Energoatomizdat, 1987*
- 2.16 Указания по проектированию компенсации реактивной мощности в электрических сетях промышленных предприятий. В кн. Инструктивные материалы Главэнергонадзора (Минэнерго СССР), Москва, Энергоатомиздат, 1986  
*Hinweise zur Projektierung der Blindleistungskompensation in elektrischen Netzen der Industriebetriebe. Im Buch: Vorschriften von Glavenergonadsor (Departement für Energetische Überwachung des Ministeriums für Energetik (Minenergo) der UdSSR), Moskau, Energoatomizdat, 1986*
- 2.17 Жежеленко И. Показатели качества электроэнергии и их контроль на промышленных предприятиях. Москва, Энергоатомиздат, 1986

- Sheshelenko I. Elektroenergiequalitätsparameter und deren Kontrolle in Elektroenergieversorgungssystemen der Industriebetriebe. Moskau, 1986*
- 2.18 Электроснабжение электродуговых печей района ГПП-7 и цеха N 55 ПО «Ижорский завод». Отчет по НИР, Ленинград, ЛПИ, 1990  
*Elektrische Energieversorgung der Lichtbogenöfen des Raumes von GPP-7 und Halle N 55 der Produktionsvereinigung „Ishorskij Savod“. Forschungsbericht, Leningrad, LPI, 1990*
- 2.19 АО КАМАЗ. Литейный завод ПСКЧ. Разработка и внедрение технических решений по ограничению перенапряжений в ЗРУ-35 кВ ГПП-1 и повышение надежности конденсаторных батарей (БСК) печных подстанций. Этап I. Анализ возможных режимов работы печных трансформаторов и БСК. Разработка мер по защите ЗРУ-35 кВ печных трансформаторов и БСК от перенапряжений на ЭВМ. Разработка технических требований на ОПН. Разработка мероприятий по минимизации высших гармоник при работе БСК. Отчет по НИР ЛО ВНИПИ ТПЭП. С.-Петербург, 1992  
*KAMAZ AG. Gießerei PSKTSCHE. Entwicklung und Implementierung technischer Lösungen zur Überspannungsbegrenzung in 35-kV-Innenraumschaltanlage GPP-1 und Zuverlässigkeitserhöhung der Kondensatorbatterien (BSK) der Ofenstromwerke. Etappe I. Analyse möglicher Betriebszustände der Ofentransformatoren und BSK. Entwicklung der Maßnahmen zum Überspannungsschutz der 35-kV-Innenraumschaltanlage und BSK mit der Hilfe von PC. Entwicklung technischer Anforderungen für Überspannungsbegrenzer (OPN). Entwicklung der Maßnahmen zur Oberschwingungsminimierung bei BSK-Betrieb. Forschungsbericht LO VNIPI TPEP. St. Petersburg, 1992*
- 2.20 Новицкий А. Разработка методик и технических решений по компенсации реактивной мощности нелинейных нагрузок мощных дуговых сталеплавильных печей. Дисс..... к. т. н., С.-Петербург, СПбГТУ, 1993  
*Novitskiy A. Entwicklung der Methodiken und technischen Lösungen zur Blindleistungskompensation der nichtlinearen Belastungen der leistungsstarken Lichtbogenöfen. Dr.-Ing. Dissertation, St. Petersburg, SPbGTU, 1993*
- 2.21 Bericht zu den Berechnungen der TU Ilmenau im Rahmen der Studie zum Anschluss einer AC-Lichtbogenofenanlage an das 150-kV UW Larissa, TU Ilmenau, 2000
- 2.22 Kuchumov L., Novitskiy A. Reactive Power Compensation of Non-Linear Loads on the Basis of the Analysis of Frequency Dependences of Electrical Supply Systems.

- Vortragsreihe der Intern. Konferenz POWER QUALITY 98, 26-28 Mai 1998, Nürnberg, Deutschland, S. 49-56
- 2.23 Dugan R., McGranaghan M., Wayne Beaty H. *Electrical Power Systems Quality*, McGraw-Hill, 1996
- 2.24 Гудым В. Электромагнитные процессы систем электроснабжения дуговых сталеплавильных печей с тиристорными компенсаторами. Дисс.... к. т. н. Киев, КПИ, 1988
- Gudim V. Elektromagnetische Vorgänge der Elektroenergieversorgungssysteme der Lichtbogenöfen mit Thyristor-Kompensatoren. Dr.-Ing. Dissertation, Kiev, KPI, 1988*
- 2.25 Brocek W. Die Probleme der Generierung der Spannungs- und Stromüberschwingungen von den UHP-Ofen in das elektroenergetische System. In Mit. Intern. Wiss. Koll. TH Ilmenau, 1986, S. 54
- 2.26 Gavallini A., Montanari G., Pitti L., Zaninelli D. ATP Simulation for Arc-Furnace Flicker Investigation, ETEP Vol. 5. No. 3 May/June 1995
- 2.27 Collantes-Bellido R., Gomez T. Identification and Modelling of a Three Phase Arc Furnace for Voltage Disturbance Simulation, IEEE Trans. on Power Delivery, Vol. 12, No. 4, Oct. 1997
- 2.28 Acha E., Semlyen A., Rajacovic N. A harmonic domain package for nonlinear problems and its application to electric arcs, IEEE Trans. on Power Delivery, vol 5, No 3, July 1990, S. 1390-1397
- 2.29 Wu Ting, Song Wennan, Zhang Yao A New Frequency Domain for the Harmonic Analysis of Power Systems with Arc Furnace, Proc. of the int. conf. APSCOM-97, Hong Kong, Nov. 1997, S. 552-555
- 2.30 Mayordomo J., Beites L., Asensi R., Izzeddine M., Zabala L., Amantegui J. A New Frequency Domain Arc Furnace Model for Iterative Harmonic Analysis, IEEE Trans. on Power Delivery, Vol. 12, No 4, October 1997, S. 1771-1778
- 2.31 Dugan R. Simulation of Arc Furnace Power Systems, IEEE Trans. On Industry Applications, Vol. IA-16, No 6, November/December 1980, pp. 813-818
- 2.32 Zheng T., Makram E., Girgis A. Effekt of different arc furnace models on voltage distortion, Proc. of the conf. 8<sup>th</sup> ICHPS, Oct. 1998, Athen, Griechenland, S. 1079-1085
- 2.33 Emanuel A., Orr J. An improved method of simulation of the arc voltage-current characteristic, Proc. of the conf. 9<sup>th</sup> ICHPS, Orlando, Florida, USA, 2000, S. 148-154
- 2.34 Manjure D., Makram E. Drawbacks of Linearization in Harmonic Analysis and Modeling Proc. of the conf. 9<sup>th</sup> ICHPS, Orlando, Florida, USA, 2000, S. 926-931

- 2.35 Ермуратский, Нетушил. Энергетические процессы в цепях с электрической дугой. Электричество, N 3, 1993, S. 52-57  
*Ermuratskij, Netuschil. Energetische Vorgänge in Lichtbogenkreisen. Elektrizschestvo (Elektrizität), N 3, 1993, S. 52-57*
- 2.36 Schau H. „Beitrag zur Berücksichtigung freibrennenden Hochstromlichtbögen bei der Berechnung der Strom-Spannungsverhältnisse in wechselnden Drehstromsystemen“, Dr.-Ing. Dissertation, TH Ilmenau, 1984
- 2.37 Stade D., Schau H. Mathematisches Modell zur Berechnung der Netzzrückwirkungen von Lichtbogenofenanlagen zur Stahlschmelze, 31. Intern. Wiss. Koll. TH Ilmenau, 1986, Vortragsreihe “Elektroenergieanlagen und –systeme”, S. 97-100
- 2.38 Schau H., Stade D. Erweitertes Modell zur Bestimmung der Netzzrückwirkungen von Lichtbogenöfen zur Stahlschmelze, 40. Inter. Wiss. Koll. TU ilmenau, 1995, Tagungsband 4, S. 261-266
- 2.39 Schau H., Stade D. Mathematical model of three-phase arc furnaces for steel melting. 6<sup>th</sup> Intern. Conference on Harmonics in Power Systems (ICHPS VI), 21.-23. Sept. 1994, Bologna, Italien, Tagungsband S. 422-428
- 2.40 Dan A., Mohacsi A. Computer Simulation a Three Phase A.C. Electric Furnace and its Reactive Power Compensation, Proc. of the conf. ICHPS VI, Bologna, Sept. 21-23, 1994, S. 415-421
- 2.41 Dan A., Mohacsi A., Stade D., Schau H., Krämer S. Comparison of different ways to simulate arc furnace power quality impacts, Proc. of the conf. ICHPS VI, Bologna, Sept. 21-23, 1994, S. 429-435
- 2.42 Tang L., Kolluri S., McGranaghan M. Voltage flicker prediction for two simultaneously operated AC arc furnaces, IEEE Trans. On Power Delivery, Vol. 12, No. 2, Apr. 1997, S. 985-992
- 2.43 Knoop M., Köhle S. Time-Varying Loads in Electric Power Systems: Power Input, Equivalent Circuit Elements, and Disturbances, ETEP Vol. 7, No. 1 Jan/Feb 1997, S. 5-11
- 2.44 O'Neill-Carrillo E., Heydt G., Kostelich E., Venkata S., Sundaram A. Nonlinear Deterministic Modeling of Highly Varying Loads, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 14, No. 2, Apr. 1999, S. 537-542
- 2.45 Stade D., Schau H., Krämer S. Modelling of the electrical behaviour of arc furnace, Proc. of the conf. UPEC'95, 5-7 Sept. 1995, Greenwich, UK, S. 403-406



- 2.46 Krämer S., Stade D. Modellierung des elektrischen Betriebsverhaltens von Drehstromlichtbogenöfen, Proc. of the conf. 43<sup>rd</sup> International Scientific Colloquium Technical University of Ilmenau, Sept. 21-24, 1998, S. 59-63, Ilmenau, Germany
- 2.47 Korovkin N., Kuchumov L., Minevich T., Novitskiy A., Selina E. The analysis of harmonics in nonlinear electric power networks including the elements with frequency dependent parameters, Proc. of the conf. EMC'98 Roma, Italien, 1998
- 2.48 Stade D., Schau H., Malsch M., Novitskiy A. Dissipation of voltage fluctuations and flickers caused by arc furnaces in the h.v. distribution system, Proc. of the conf. UPEC'97, Manchester, England, 1997
- 2.49 Philippow E. Grundlagen der Elektrotechnik, 8. Auflage, VEB Verlag Technik Berlin, 1988
- 2.50 Коротков Б., Попков Е. Алгоритмы имитационного моделирования переходных процессов в электрических системах, Ленинград, ЛГУ, 1987  
*Korotkov B., Popkov E. Algorithmen der Simulationsmodellierung der Ausgleichsvorgänge in elektrischen Systemen, Leningrad, LGU, 1987*
- 2.51 Сегада М., Скрыпник А. Анализ електромагнітних процесів електричних систем, Львов, ЛПИ, 1989  
*Segeda M., Skripnik A. Analyse der elektromagnetischen Vorgänge der elektrischen Systeme, Lemberg, LPI, 1989*
- 2.52 Malsch M., Stade D. Programmsystem „SALOMON“, Bedienungshinweise, Ilmenau, TU Ilmenau, 1994
- 2.53 Кучумов Л., Харлов Н., Картасиди Н., Пахомов А., Кузнецов А. Использование метода гармонического баланса для расчета несинусоидальных и несимметричных режимов в системах электроснабжения, Электричество, No 12, 1999, S. 10-20  
*Kuchumov L., Charlov N., Kartasidi N., Pachomov A., Kuznetsov A. Anwendung des Verfahrens der harmonischen Bilanz zur Berechnung der nichtsinusförmigen und unsymmetrischen Betriebszustände in Elektroenergieversorgungssystemen. Elektritschestvo (Elektrizität), N 12, 1999, S. 10-20*
- 2.54 W. Just Blindstrom-Kompensation in der Betriebpraxis. VDE-Verlag, Berlin – Offenbach, 1991
- 2.55 Кучинский Г., Назаров Н. Силовые электрические конденсаторы, Москва, Энергоатомиздат, 1992

- Kutschinskij G., Nasarov N. Elektrische Leistungskondensatoren, Moskau, Energoatomizdat, 1992*
- 2.56 EN 61000 Teil 2-4 Elektromagnetische Verträglichkeit (EMV) Teil 2: Umgebungsbedingungen, Hauptabschnitt 4: Verträglichkeitspegel für niederfrequente leitungsgeführte Störgrößen in Industrieanlagen (IEC 1000-2-4: 1994 + Corrigendum: 1994). Deutsche Fassung. Dez. 1994
- 2.57 Oberschwingungsgehalt und Netzimpedanzen elektrischer Nieder- und Mittelspannungsnetze. Technischer Bericht. Forschungsgemeinschaft für Hochspannung- und Hochstromtechnik e. V. Mannheim – Rheinau, Nov. 1988
- 2.58 Трофимов Г. Качество электроэнергии и его влияние на работу промышленных предприятий. – Алма-Ата, КазНИИНТИ, 1986  
*Trofimov G. Elektroenergiequalität und derer Einfluss auf die Arbeit der Industriebetriebe. – Alma-Ata, KazNIINTI, 1986*
- 2.59 Картасиди Н. Разработка алгоритмов расчета несинусоидального режима при учете взаимовлияния нелинейной нагрузки и электрической сети по методу гармонического баланса. Дисс... к.т.н. С. Петербург, СПбГТУ, 1993  
*Kartasidi N. Entwicklung der Algorithmen zur Berechnung eines nichtsinusförmigen Betriebszustandes unter Berücksichtigung der Wechselwirkung nichtlinearer Belastung und elektrisches Netzes nach dem Verfahren der harmonischen Bilanz. Dr.-Ing. Dissertation, St. Petersburg, SPbGTU, 1993*
- 2.60 Пахомов А. Разработка алгоритмов расчета и исследование несимметричных несинусоидальных режимов электрических систем с преобразовательной нагрузкой. Дисс ... к.т.н. С. Петербург, СПбГТУ, 1993  
*Pachomov A. Entwicklung der Berechnungsalgorithmen und Untersuchung unsymmetrischer nichtsinusförmiger Betriebszustände elektrischer Systeme mit Stromrichter-Last. Dr.-Ing. Dissertation, St. Petersburg, SPbGTU, 1993*
- 2.61 Кузнецов А. Исследование резонансных процессов на высших гармониках в несимметричных режимах работы систем электроснабжения. Автореф. дисс.... к.т.н., С. Петербург, СПбГТУ, 2000  
*Kuznetsov A. Untersuchung der Resonanzvorgänge für Oberschwingungen in unsymmetrischen Betriebszuständen der Elektroenergieversorgungssysteme. Autoreferat der Dr.-Ing. Dissertation, St. Petersburg, SPbGTU, 2000*
- 2.62 АО КАМАЗ. Литейный завод ПСКЧ. Разработка и внедрение технических решений по ограничению перенапряжений в ЗРУ-35 кВ ГПП-1 и повышение

- надежности конденсаторных батарей (БСК) печных подстанций. Этап II. Разработка ТЗ на специальные ОПН нескольких типов, конструирование, изготовление и испытание макетных образцов ОПН. Экспериментальные измерения высших гармоник в различных режимах работы БСК и печных трансформаторов ДСП. Отчет по НИР ЛО ВНИПИ ТПЭП. С.-Петербург, 1992
- KAMAZ AG. Gießerei PSKTSCHE. Entwicklung und Implementierung technischer Lösungen zur Überspannungsbegrenzung in 35-kV-Innenraumschaltanlage GPP-1 und Zuverlässigkeitserhöhung der Kondensatorbatterien (BSK) der Ofenstromwerke. Etappe II. Entwicklung der technischen Aufgabestellung für spezielle Überspannungsbegrenzer (OPN) von einer Reihe von Typen. Experimentelle Messungen der Oberschwingungen bei verschiedenen BSK- und Lichtbogenofentransformatoren-Betriebszuständen. Forschungsbericht LO VNIPI TPEP. St. Petersburg, 1992*
- 2.63 Hradilek Z. Experimental modelling of the electric arc for control of steelmaking in the electric arc furnace. *elektrowärme international* 51 (1993) B1 – März, S. B43 – B48
- 2.64 Plöcking E., Etterich O. *Elektrostahlerzeugung*. 3. Auflage, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1979
- 2.65 Acha E., Madrigal M. *Power Systems Harmonics*. John Wiley & Sons, 2001
- 2.66 Минеев А., Рубцов В. Статистические и динамические показатели качества работы электротехнологических установок (на примере электропечей). *Электротехника*, N 1, 2000, S. 42 - 51
- Mineev A., Rubtsov V. Statistische und dynamische Parameter der Qualität der Arbeit der elektrotechnologischen Anlagen (auf dem Beispiel der Elektroöfen). Elektrotechnika (Elektrotechnik) N 1, 2000, S. 42 – 51*
- 2.67 Bretthauer K., Farschtschi A., Timm K. Die Messung elektrischer Größen von Lichtbögen in Elektrostahlöfen. *elektrowärme international* 33 (1975) B5 Oktober, S. B221 – B225
- 2.68 Bretthauer K., Timm K. Über die Messung elektrischer Größen auf der Hochstromseite von Drehstromöfen. *elektrowärme international* 29 (1971) 7, S. 381 – 387
- 2.69 Schiffarth J. Über die Regelung von Lichtbogenöfen auf größtmöglicher Lichtbogenleistung. *Elektrowärme* Band 20 Nr. 1 Januar 1962, S. 18 – 26

- 2.70 Simon Th. Über die Dynamik der Lichtbogenvorgänge und über Lichtbogenhysterese. Elektrotechnische Zeitschrift. 1905. Heft 35, S. 818 – 823
- 2.71 Müller H. Zur Physik des Lichtbogens in Lichtbogenöfen. Elektrowärme Band 20 Nr. 1 Januar 1963, S. 3 – 12
- 2.72 Kunze H.-G., Timm K. Über die elektrodynamische Beanspruchung von Elektroden in Lichtbogenöfen. Stahl und Eisen 102 (1982) Nr. 6, S. 281 – 287
- 2.73 Krüger K., Timm K., Schliephake H., Bandusch L. Leistungsregelung eines Drehstrom-Lichtbogenofens. Stahl und Eisen 116 (1996) Nr. 8, S. 95 - 100

### **Kapitel 3:**

- 3.1 Засыпкин А. Релейная защита трансформаторов. Москва, Энергоатомиздат, 1989  
*Sasyupkin A. Relaischutz von Transformatoren. Moskau, Energoatomizdat, 1989*
- 3.2 Варецкий Ю., Гапанович В., Кенс Ю. Исследование бросков токов намагничивания в системе электроснабжения дуговой электропечи ДСП-100 НЗА. В кн.: Электроснабжение и электрооборудование дуговых электропечей. I Всесоюзный научно-технический симпозиум (Тбилиси, 16-18 ноября 1988 г.), Москва, Информэлектро, 1988, S. 54-55  
*Varetskij Ju., Gapanovitsch V., Kens Ju. Untersuchung der Magnetisierungsstromstöße im elektrischen Energieversorgungssystem des Lichtbogenofens DSP-100 NSA. Im Buch: Elektrische Energieversorgung und Elektroausrüstung von Lichtbogenöfen. I. Wissenschaftlich-technisches Allunionssymposium (Tbilissi, 16.-18. November 1988), Moskau, Informelektro, 1988, S. 54-55*
- 3.3 Ivanov A. Untersuchung und Modellbildung des elektrischen Betriebsverhaltens von Drehstrom-Lichtbogenöfen zur Stahlschmelze. Diplomarbeit 164-97D-01, TU Ilmenau, Ilmenau, 1997, unveröffentlicht
- 3.4 Оказание технической помощи в проведении опытно-промышленной эксплуатации СТК-35-160/138 на ММЗ. Отчет по НИР. ВЭИ. Москва, 1988  
*Leistung der technischen Hilfe in der Durchführung des Probetriebs von STK(SVC)-35-160/138 in MMS. Forschungsbericht. VEI. Moskau, 1988*
- 3.5 Разработка мероприятий по повышению надежности работы электрооборудования, улучшению качества электроэнергии, снижению

- перенапряжений и бросков токов намагничивания в системе электроснабжения дуговых сталелитейных печей. Отчет по НИР ЛьвовПИ, Львов, 1987-1988
- Entwicklung der Maßnahmen zur Zuverlässigkeitserhöhung des Betriebs der Elektroausrüstung, Verbesserung der Elektroenergiequalität, Senkung der Überspannungen und Magnetisierungsstromstöße im elektrischen Energieversorgungssystem der Lichtbogenstahlschmelzöfen. Forschungsbericht Polytechnisches Institut Lemberg, Lemberg, 1987-1988*
- 3.6 Кучумов Л., Новицкий А. Переходные резонансы в системах электроснабжения, обусловленные гармоническим воздействием токов намагничивания и их математическое моделирование. В сб.: Моделирование электроэнергетических систем. X научная конференция, Каунас, КТУ, 1991, S. 148-150
- Kuchumov L., Novitskiy A. Ausgleichsresonanzen in elektrischen Energieversorgungssystemen, die durch den Einfluss der Oberschwingungen der Magnetisierungsströme verursacht werden, und deren mathematische Modellierung. Im Vortragsband: Modellierung der elektroenergetischen Systeme. X wiss. Konferenz, Kaunas, KTU, 1991, S. 148-150*
- 3.7 Кучумов Л., Новицкий А. Исследование переходных резонансов в электрических сетях, вызванных гармоническим воздействием токов намагничивания силовых трансформаторов. В кн.: «Проблемы развития электроэнергетических систем». Материалы научно-технической конференции молодых ученых и специалистов, Санкт-Петербург, СПбГТУ, 1992, S. 40-44
- Kuchumov L., Novitskiy A. Untersuchung der Ausgleichsresonanzen in elektrischen Netzen, die durch den Einfluss der Oberschwingungen der Magnetisierungsströme verursacht werden. Im Buch „Probleme der Entwicklung der elektroenergetischen Systeme“. Vortragsband der wiss.-techn. Konferenz der Nachwuchswissenschaftler und junger Fachleute, St. Petersburg, SPbGTU, 1992, S. 40-44*
- 3.8 Тарамалы Л. Релейная защита электроустановок печей графитации. Автореф. дисс. ... к. т. н., Новочеркасск, НПИ, 1991
- Taramaly L. Relaischutz der elektrischen Ofen-Anlagen zur Graphit-Herstellung. Autoreferat der Dr.-Ing. Dissertation, Novotscherkassk, NPI, 1991*
- 3.9 Костенко М., Богатенков И., Михайлов Ю., Халилов Ф. Переходные процессы в электрических цепях с сосредоточенными параметрами. Ленинград, ЛПИ, 1986
- Kostenko M., Bogatenkov I., Michajlov Ju., Chalilov F. Ausgleichsvorgänge in elektrischen Kreisen mit konzentrierten Parameter. Leningrad, LPI, 1986*

- 3.10 Дьяконов В., Круглов В. MATLAB. Анализ, идентификация и моделирование систем. Специальный справочник. Санкт-Петербург, «Питер», 2002  
*Djakonov V., Kruglov V. MATLAB. Analyse, Identifizierung und Modellierung der Systeme. Fachhandbuch. St. Petersburg, „Piter“, 2002*
- 3.11 Plötner C. Modellierung von Leistungstransformatoren unter Berücksichtigung der nichtlinearen Eigenschaften des Kerns sowie Betrachtungen zur Unterdrückung des Einschaltstromstoßes Dr.-Ing. Dissertation, TU Ilmenau, 1998
- 3.12 Plötner C. Einbinden eines Transformatormodells in das Programmpaket „SALOMON“ Abschlussbericht. TU Ilmenau, 1998
- 3.13 Нереттер В. Расчет электрических цепей на персональной ЭВМ. Москва, Энергоатомиздат, 1991  
*Neretter W. Berechnung der elektrischen Kreisen mit einem PC. Moskau, Energoatomizdat, 1991*
- 3.14 Ефимов К. Построение кусочно-линейных моделей электротехнических устройств с ферромагнитными сердечниками. В кн. «Проблемы развития электроэнергетических систем». Материалы научно-технической конференции молодых ученых и специалистов, Санкт-Петербург, СПбГТУ, 1992, S. 11-15  
*Efimov K. Aufbau von stückweise linearen Modellen elektrotechnischer Einrichtungen mit Eisenkernen. Im Buch „Probleme der Entwicklung der elektroenergetischen Systeme“. Vortragsband der wiss.-techn. Konferenz der Nachwuchswissenschaftler und junger Fachleute, St. Petersburg, SPbGTU, 1992, S. 11-15*
- 3.15 Avila-Rosales J. Modeling of the power transformer for electromagnetic transient studies in power systems. Ph.-D. thesis. Univ. of Wisconsin-Madison, 1995
- 3.16 Plötner C.: Parameterermittlung für Ersatzschaltungen von Stromrichtertransformatoren. 40. Intern. Wiss. Kol., Vortragsreihen Band 4, TU Ilmenau, 1995
- 3.17 Клоков В. Исследование точности схем замещения ударных униполярных генераторов цилиндрического типа. Автореф. дисс..к.т.н., Ленинград, ЛПИ, 1986  
*Klokov V. Untersuchung der Genauigkeit der Ersatzschaltbilder der unipolaren Generatoren des Zylindertyps. Autoreferat der Dr.-Ing. Dissertation, Leningrad, LPI, 1986*
- 3.18 Hayakawa M., Korovkin N., Lee S., Selina E. New transmission line equivalent circuits of the increased accuracy for the EMC problems solution. Proc. of the conf. EMC'2000 Brugge, Belgium, pp. 243-247

- 3.19 Ianoz M., Hayakawa M., Korovkin N., Kothcetov S., Selina E. A transmission line model with frequency dependent equivalent parameters in the alternative transient program (ATP). Proc. of the conf. EMC'2000 Brugge, Belgium, pp. 249-253
- 3.20 Hofmann L. Modellierung von Hochspannungsleitungen mit frequenzabhängigen Parametern im Zustandsraum Elektrische 49(1995) 10/11/12 S. 379-393
- 3.21 Коровкин Н., Новицкий А., Романова Е. Моделирование частотных характеристик силовых трансформаторов. В кн. . «Проблемы развития электроэнергетических систем». Материалы научно-технической конференции молодых ученых и специалистов, Санкт-Петербург, СПбГТУ, 1992, С. 45-48  
*Korovkin N., Novitskiy A., Romanova E. Modellierung der Frequenzabhängigkeiten der Leistungstransformatoren. Im Buch „Probleme der Entwicklung der elektroenergetischen Systeme“. Vortragsband der wiss.-techn. Konferenz der Nachwuchswissenschaftler und junger Fachleute, St. Petersburg, SPbGTU, 1992, S. 45-48*
- 3.22 Varetsky J., Jurahivski A. Transformer Energizing in Industrial Power System with SVC. Proc. of the conf. EPQU'99 Cracow, Poland, 1999, pp. 453-458
- 3.23 Матур М. (под ред.) Статические компенсаторы для регулирования реактивной мощности. М. Энергоатомиздат, 1987  
*Matur M. (Unter der Fassung) Statische Thyristor-Kompensatoren zur Blindleistungsregelung. Moskau, Energoatomizdat, 1987*
- 3.24 Рубашов Г. Бесконтактная аппаратура в системах электроснабжения горнорудных предприятий. М. Недра, 1985  
*Rubaschov G. Kontaktlose Apparatur in elektrischen Energieversorgungssystemen der Erzbergbaubetriebe. Moskau, Nedra, 1985*

#### **Kapitel 4:**

- 4.1 Task Force on Harmonics Modeling and Simulation. IEEE PES Harmonic Working Group. Characteristics and Modeling of Harmonic Sources – Power Electronic Devices, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 16, No. 4, Oct. 2001, S. 791-800
- 4.2 Xu W., Marti J. R., Dommel H. W. A multiphase harmonic load flow solution technique, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 6, No. 1, Feb. 1991, S. 174-182

- 4.3 Montano J.-C., Gutierrez J., Lopez A., Castilla M. Effects of Voltage-Waveform Distortion in TCR-Type Compensators, IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 40, No. 3, Jun. 1993, S. 373-383
- 4.4 Renner H., Sakulin M. Spannungsverzerrungen durch interharmonische Resonanz bei Gleichstromlichtbogenöfen. Proc. of the conf. Quality of Power and Standardization, Lohusalu-Tallinn, Estonia, 1996, S. 23 – 28
- 4.5 Bohmann L., Lasseter R. Equivalent circuit for frequency response of a static var compensator, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. PWRS-1, No. 4, Nov. 1986, S. 68-74
- 4.6 Bohmann L., Lasseter R. Harmonic Interactions in Thyristor Controlled Reactor Circuits, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 4, No. 3, July 1989, S. 1919-1926
- 4.7 Herold G. Die Behandlung sechspulsiger Stromrichtersysteme mit Hilfe von Raumvektoren. Wiss. Zeitschrift der TH Ilmenau, 26 (1980) Heft 2, S. 137-155
- 4.8 Herold G. Die Berechnung des stationären Betriebes sechspulsiger Stromrichtersysteme mit Hilfe von Raumvektoren. Wiss. Zeitschrift der TH Ilmenau, 27 (1980), Heft 6, S. 133-141
- 4.9 Herold G. Beschreibung und Berechnung des Betriebsverhaltens sechspulsiger Stromrichtersysteme mit Hilfe von Raumvektoren. Dr. sc. techn. –Dissertation, TH Ilmenau, Ilmenau, 1982
- 4.10 Herold G. Resonanzbedingungen für sechspulsige Stromrichtersysteme, ELEKTRIE, Berlin 40 (1986) Heft 7, S. 255-258
- 4.11 Herold G., Weindl Ch. Berechnung stationär betriebener 6pulsiger Stromrichter im Zustandsraum, Archiv für Elektrotechnik (Electrical Engineering) Heft 80 (1997), S. 51-64
- 4.12 Herold G., Weindl Ch. Analytical calculation of 6-pulse converters in large compensated networks in steady state. Proc. of the conf. EPE'97, Trondheim, Norway, vol. 1, 1997, pp. 1.378-1.373
- 4.13 Weindl Ch., Herold G. Analytische Darstellung 12pulsiger Stromrichter im Zustandsraum. Archiv für Elektrotechnik (Electrical Engineering) Heft 81 (1998), S. 203-215
- 4.14 Herold G., Weindl Ch. State Space Representation of Current Converters in Extensive Three-Phase A. C. Systems. Proc. of the conf. ICHQP'98, Athens, Greece, pp. 734-739



- 4.15 Weindl Ch. Beschreibung und Berechnung von Drehstromsystemen mit leistungselektronischen Anlagen im Zustandsraum. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen 1999
- 4.16 Weindl Ch., Herold G. Analytic State-Space Description of Networks including Static Var Compensators. Proc. of the conf. Power Tech'99, Budapest, Hungary, Paper BPT99-416-42
- 4.17 Weindl Ch., Herold G. Development of an Analytic State-Space Description of Power Systems including Thyristor Controlled Series Compensation. Proc. of the conf. ICHQP'2000, Orlando, USA, Vol. 1, pp. 961-966
- 4.18 Weindl Ch., Herold G. State-Space Calculation of Power Systems including Thyristor Controlled Compensation Devices. Proc. of the conf. EPE'01, Graz, Austria, Paper No 281
- 4.19 Herold G. Grundlagen der elektrischen Energieversorgung. Teubner, Stuttgart, 1997

## **Kapitel 5:**

- 5.1 Review of methods for measurement and evaluation of the harmonic emission level from an individual distorting load. CIGRE 36.05 / CIRED 2 Joint WG CC02 (Voltage Quality). January 1999
- 5.2 Yang H. Assessing the Harmonic Emission Levels from a Distorting Load. Ph.-D. thesis, Univ. de Liege, Liege, Belgium, 1996
- 5.3 Renner H. Beitrag zur Problematik der Oberschwingungsimpedanz- und Oberschwingungsemissionsermittlung in elektrischen Energieversorgungsnetzen. Dr.-Ing. Dissertation, TU Graz, Graz, Österreich, 1994
- 5.4 Swart P. H., Case M. J., van Wyk J. D. On Techniques for Localization of Sources Producing Distortion in Electric Power Networks. ETEP Vol. 4, No. 6. November/December 1994, pp. 485-490
- 5.5 Swart P. H., van Wyk J. D., Case M. J. On techniques for Localization of Sources Producing Distortion in Three-Phase Networks. ETEP Vol. 6, No. 6. November/December 1996, pp. 391-396
- 5.6 Dan A., Czira Zs. Identification of Harmonic Sources. Proc. of the conf. ICHQP'1998, Athens, Greece, pp. 831-836

- 5.7 Baghzouz Y. A method to separate load-side and supply-side harmonics. Proc. of the conf. EPQU'99 Cracow, Poland, 1999, pp. 149-154
- 5.8 Wilsun Xu, Yilu Liu. A Method for Determining Customer and Utility Harmonic Contributions at the Point of Common Coupling. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 15, No. 2, Apr. 2000, pp. 804-811
- 5.9 Cristaldi L., Ferrero A. A Digital Method for the Identification of the Source of Distortion in Electric Power Systems. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, Vol. 44, No. 1, Feb. 1994, pp. 14-18
- 5.10 Staroszczyk Z., Mikolajuk K. New Invasive Method for Localisation of Harmonic Distortion Sources in Power Systems. - ETEP Vol.8, No.5, September/October 1998, pp. 321-328
- 5.11 Карташев И. И. Качество электроэнергии в системах электроснабжения. Способы его контроля и обеспечения. МЭИ, Москва, 2001  
*Kartashev I. I. Elektroenergiequalität in elektrischen Energieversorgungssystemen. Verfahren derer Kontrolle und Gewährleistung. MEI, Moskau, 2001*
- 5.12 Карташев И. И., Пономаренко И. С., Сыромятников С. Ю., Гук Л. Л. Способ инструментального выявления источников искажения напряжения и определение их влияния на качество электроэнергии. Электричество N 3, 2002, с. 2-7  
*Kartashev I. I., Ponomarenko I. S., Syromjatnikov S. Ju., Guk L. L. Verfahren der instrumentellen Feststellung der Quellen der Spannungsverzerrung und der Bestimmung derer Einflüsse auf die Elektroenergiequalität. Elektritschestvo (Elektrizität), N 3, 2002, S. 2-7*
- 5.13 Зыкин Ф. А. Определение степени участия нагрузок в снижении качества электроэнергии. Электричество N 11, 1992, с. 13-19  
*Sykin F. A. Bestimmung des Beteiligungsgrades der Belastungen in der Verminderung der Elektroenergiequalität. Elektritschestvo (Elektrizität), N 11, 1992, S. 13-19*
- 5.14 Крайчик Ю. С., Никифорова В. И. Определение степени участия нагрузок в снижении качества электроэнергии. Электричество N 11, 1993, с. 72-74  
*Krajtschik Ju. S., Nikiforova V. I. Bestimmung des Beteiligungsgrades der Belastungen in der Verminderung der Elektroenergiequalität. Elektritschestvo (Elektrizität), N 11, 1993, S. 72-74*
- 5.15 Смирнов С. С., Коверникова Л. И. Вклад потребителя в уровни напряжения высших гармоник в узлах электрической сети. Электричество N 1, 1996, с. 58-64

- Smirnov S. S., Kovernikova L. I. Beitrag des Abnehmers in die Oberschwingungsspannungsniveaus in Knotenpunkten des elektrischen Netzes. Elektrizschestvo (Elektrizität), N 1, 1996, S. 58-64*
- 5.16 Майер В. Я., Зения, Ткач А. Н. Методика определения расчетного вклада потребителя в значение показателей качества электроэнергии в точке общего присоединения к энергосистеме. Электричество N 10, 1993, с. 14-18  
*Mayer V. Ja., Zenia, Tkatsch A. N. Methodik zur Bestimmung des Berechnungsbeitrages eines Abnehmers in die Werte der Elektroenergiequalitäts-Parameter im gemeinsamen Verknüpfungspunkt mit einem Energiesystem. Elektrizschestvo (Elektrizität), N 10, 1993, S. 14-18*
- 5.17 Майер В. Я., Зения. Методика определения долевых вкладов потребителя и энергоснабжающей организации в ухудшение качества электроэнергии. Электричество N 9, 1994, с. 19-24  
*Mayer V. Ja., Zenia. Methodik zur Bestimmung partieller Beiträge eines Abnehmers und eines Energieversorgungsunternehmens in die Verminderung der Elektroenergiequalität. Elektrizschestvo (Elektrizität), N 9, 1994, S. 19-24*
- 5.18 Майер В. Я., Борисенко А. М., Пономаренко В. П. Методика определения источников высших гармоник и величин, вносимых ими в ухудшение синусоидальности напряжений на границе раздела балансовой принадлежности электрических сетей. Изв. вузов. Сер. Энергетика, 1989, No. 7, с. 12-16  
*Mayer V. Ja., Borisenko A. M., Ponomarenko V. P. Methodik zur Feststellung der Oberschwingungsquellen und Größen, die von denen in die Verschlechterung der Sinusförmigkeit der Spannung an der Grenze der Bilanzzugehörigkeit der elektrischen Netzen beigetragen werden. Isv. vusov (Nachrichten der Hochschulen) Reihe Energetika (Energetik), 1989, N 7, S. 12-14*
- 5.19 Майер В. Я., Зения, Ткач А. Н. Методика определения вклада потребителя в ухудшение несинусоидальности напряжений на границе раздела балансовой принадлежности электрических сетей. – Энергетика и электрификация, 1992, No. 2, S. 13-16  
*Mayer V. Ja., Zenia, Tkatsch A. N. Methodik zur Bestimmung des Beitrages des Abnehmers in die Verschlechterung der Nichtsinusförmigkeit der Spannungen an der Grenze der Trennung der Bilanzzugehörigkeit der elektrischen Netzen. Energetika und Elektrifikacija (Energetik und Elektrifizierung), 1992, No. 2, S. 13-16*

- 5.20 Зениа. Разработка критериев комплексной оценки и принципов построения специализированных средств контроля показателей качества электроэнергии. Автореферат дисс... к.т.н. Днепропетровский горный институт, Днепропетровск, 1992  
*Zenia. Entwicklung der Kriterien der komplexen Bewertung und Aufbauprinzipien der spezialisierten Mittel zur Kontrolle der Elektroenergieparameter. Autoreferat der Dr.-Ing. Dissertation, Dnepropetrovsker Bergbauinstitut, Dnepropetrovsk, 1992*
- 5.21 Правила применения скидок и надбавок к тарифам за качество электроэнергии. Главгосэнергонадзор, Москва, 1991  
*Regeln zur Anwendung von Rabatten und Aufpreisen zu den Tarifen für die Elektroenergiequalität. Glavgosenergonadsor (Departement für Staatliche Energetische Überwachung des Ministeriums für Energetik), Moskau, 1991*
- 5.22 Правила присоединения потребителей общего назначения и заключения договоров электроснабжения по условиям качества электроэнергии. Департамент государственного энергетического надзора и энергосбережения Минтопэнерго России (Госэнергонадзор), Москва, 1999  
*Regeln zum Anschluss von öffentlichen Abnehmern und Abschluss der Energieversorgungsverträge unter dem Aspekt der Elektroenergiequalität. Departement für staatliche energetische Überwachung und Elektroenergieeinsparung des Ministeriums für Energetik und Brennstoff (Mintopenergo) Russlands (Gosenergonadsor), Moskau, 1999*
- 5.23 Инструкция по определению фактического вклада нелинейных потребителей в искажение синусоидальности напряжения в сети энергосистемы. Министерство Энергетики и Электрификации СССР. Главсевзапэнерго. Ленэнерго, 1991  
*Vorschrift zur Bestimmung des tatsächlichen Beitrages nichtlinearer Abnehmer in die Verzerrung der Sinusförmigkeit der Spannung im Netz des Energiesystems. Ministerium für Energetik und Elektrifizierung der UdSSR. Glavsevsapenergo. Lenenergo, 1991.*
- 5.24 Grundsätze für die Beurteilung von Netzrückwirkungen, VWEW-Verlag, Frankfurt am Main, 1992
- 5.25 Stade D., Kuchumov L., Novitskiy A., Ivanov A. Power Flows in Electrical Power Systems Containing Non-Linear and Non-Symmetrical Consumers. - Proceedings of the Symposium EMC 98, Wroclaw, Poland, 1998, pp. 143-147

- 5.26 Kuchumov L., Novitskiy A., Selenskaya M. Study of Anomalous Power Flows in Electrical Power Systems. - Proceedings of the Conference Electric Power Quality and Supply Reliability 99, Sagadi, Estonia, 1999, pp. 25-30
- 5.27 Kuchumov L., Stade D., Novitskiy A. Localization of distortion sources in electric power systems on the basis of the analysis of anomalous power flows. Proc. of the conf. EMC Europe 2000, Brugge, Belgium, pp. 157-161
- 5.28 Зевеке Г. В., Ионкин П. А., Негушил А. В., Страхов С. В. Основы теории цепей. Москва, Энергоиздат, 1989  
*Seveke G. V., Ionkin P. A., Netuschil A. V., Strachov S. V. Grundlagen der Netzwerktheorie. Moskau, Energoizdat, 1989*
- 5.29 Willems J. L. Mathematical Foundations of the Instantaneous Power Concepts: A Geometrical Approach. ETEP, Vol. 6, No. 5, 1996, pp. 299-303
- 5.30 Fryze S. Wirk-, Blind- und Scheinleistung in elektrischen Stromkreisen mit nichtsinusförmigem Verlauf von Strom und Spannung. Elektrotechnische Zeitschrift, Heft 25, S. 596-599, Heft 26, S. 625-627, Heft 29, S. 700-702, 1932
- 5.31 Czarnecki L. S. Budeanu and Fryze: Two frameworks for interpreting power properties of circuits with nonsinusoidal voltages and currents.- Electrical Engineering 80 (1997), pp. 359-367
- 5.32 Солодухо Я. Ю. Тенденции компенсации реактивной мощности. Часть 1. Реактивная мощность при несинусоидальных режимах работы. Информэлектро, Москва, 1987  
*Soloducho Ja., Ju. Tendenzen der Blindleistungskompensation. Teil 1. Blindleistung bei nichtsinusförmigen Betriebszustände. Informelektro, Moskau, 1987*
- 5.33 Асанбаев Ю. А. Периодические энергетические процессы в электрических системах. Политехника, Санкт-Петербург, 1997  
*Asanbaev Ju. A. Periodische energetische Vorgänge in elektrischen Systemen. Polytechnika, St. Petersburg, 1997*
- 5.34 Жежеленко И. В., Саенко Ю. Л. Реактивная мощность в системах электроснабжения. УМК ВО Киев, 1989  
*Sheshelenko I. V., Saenko Ju. L. Blindleistung in elektrischen Energieversorgungssystemen. UMK VO Kiev, 1989*
- 5.35 Жежеленко И. В. Высшие гармоники в системах электроснабжения промпредприятий. Москва, Энергоатомиздат, 2000

*Sheshelenko I. V. Oberschwingungen in in elektrischen Energieversorgungssystemen der Industriebetriebe. Moskau, Energoatomizdat, 2000*

- 5.36 Кенс Ю. А., Жураховский А. В. Реактивная мощность в линейных цепях при периодических несинусоидальных режимах. *Электричество* N 7, 1998, стр. 55-62  
*Kens Ju. A., Shurachovskij A. V. Blindleistung in linearen Kreisen bei periodischen nichtsinusförmigen Betriebszuständen. Elektrizschestvo (Elektrizität), N 7, 1998, S. 55-62*
- 5.37 Köhle S., Lichterbeck R., Paura G. Verbesserung der energetischen Betriebsführung von Drehstrom-Lichtbogenöfen. Schlussbericht Vetr.-Nr. 7210/CB/108. Düsseldorf, 1993
- 5.38 Ferrero A. Measurements under nonsinusoidal conditions: a multi-faceted challenge. Proc. of the conference IMECO TC-4 Symposium on Development in Digital Measuring Instrumentation and 3<sup>rd</sup> Workshop on ADC Modelling and Testing – Sept. 17-18, 1998, Naples, Italy, pp. 54-57
- 5.39 Svensson S. Preferred methods for power-related measurements. Proc. of the conf. ICHQP'98, Athens, Greece, pp. 238-243
- 5.40 Tugulea A. Power-flows under non-sinusoidal and non-symmetric periodic and almost periodic steady-states of electrical power system. - Proceedings of the Conference IEEE ICHPS VI, Bologna, Italy, 1994, pp. 388-395
- 5.41 Czarnecki L. S. Energy flow and power phenomena in electrical circuits: illusions and reality. *Electrical Engineering* 82, 2000, pp. 119-126
- 5.42 Kusmierek Z. Influence of a nonlinear receiver on power system. Proc. of conf. EPQU'97, Cracow, Poland, 1997, pp. 375-380
- 5.43 Кучумов Л.А., Спиридонова Л.В. Потери мощности и энергии в электрических сетях и их взаимосвязь с качеством электроэнергии. Ленинград, ЛПИ, 1985  
*Kuchumov L. A., Spiridonova L. V. Leistungs- und Energieverluste in elektrischen Netzen und der Zusammenhang von denen mit der Elektroenergiequalität. Leningrad, LPI, 1985*
- 5.44 Кучумов Л. А., Спиридонова Л. В. Поток мощности и энергии в электрических сетях с нелинейными потребителями и их использование при учете электроэнергии и оценке добавочных потерь. – 28. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium TH Ilmenau, Vortragsreihe A1, Ilmenau, DDR, 1983, S. 155-158

- Kuchumov L. A., Spiridonova L. V. Leistungs- und Energieflüsse in elektrischen Netzen mit nichtlinearen Abnehmern und die Anwendung von denen bei der Elektroenergieerfassung und bei der Einschätzung der Zusatzverluste. – 28. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium TH Ilmenau, Vortragsreihe A1, Ilmenau, DDR, 1983, S. 155-158*
- 5.45 Kartashev I., Tulsy V., Shamonov R. Assessing of impact of disturbing load on power quality, Proc. of the 17th Int. Conf. on Electricity Distribution CIRED, Barcelona, Spain, 2003
- 5.46 Зыкин Ф. А., Каханович В. С. Измерения и учет электрической энергии. Москва, Энергоиздат, 1982
- Sykin F. A., Kachanovitsch V. S. Messung und Erfassung der elektrischen Energie. Moskau, Energoizdat, 1982*
- 5.47 First International Workshop on Power Definitions and Measurements under Nonsinusoidal Conditions. ETEP, Vol. 3, No 1, 1993
- 5.48 Second International Workshop on Power Definitions and Measurements under Nonsinusoidal Conditions. ETEP, Vol. 4, No 5, 6, 1994
- 5.49 Third International Workshop on Power Definitions and Measurements under Nonsinusoidal Conditions. ETEP, Vol. 6, No 5, 6, 1996
- 5.50 Fourth International Workshop on Power Definitions and Measurements under Nonsinusoidal Conditions. ETEP, Vol. 8, No 4, 5, 1998
- 5.51 Robert A., Deflandre T. Guide for assessing the network harmonic impedance. Electra No 167 August 1996, pp. 97-130

# Abbildungsverzeichnis

## Seite

### Kapitel 2

Bild 2.1:	Der elektrische Aufbau des Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofens	12
Bild 2.2:	Fahrprogramm eines 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenstahlschmelzofens	15
Bild 2.3:	Dynamische Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens	20
Bild 2.4:	Verallgemeinerte Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens	21
Bild 2.5:	Strom-Spannungskennlinien und ihre Grundswingungsanteile [2.5]	22
Bild 2.6:	Mittelwerte der LBO-Oberschwingungen nach Tabelle 2.1	25
Bild 2.7:	Schaltplan des Messbeispiels	26
Bild 2.8:	Spektren der Lichtbogenofenströme über eine Charge	
	a) 95 %-Quantile,	
	b) Mittelwerte	27
Bild 2.9:	a) Zeitverlauf der Mitsystemkomponente des Grundswingungsstromes	
	b) Zeitverlauf der Gegensystemkomponente des Grundswingungsstromes	28
	c) Zeitverlauf der Mitsystemkomponente der 2. Stromharmonischen	
	d) Zeitverlauf der Gegensystemkomponente der 2. Stromharmonischen	29
	e) Zeitverlauf der Mitsystemkomponente der 3. Stromharmonischen	
	f) Zeitverlauf der Gegensystemkomponente der 3. Stromharmonischen	30
	g) Zeitverlauf der Mitsystemkomponente der 5. Stromharmonischen	
	h) Zeitverlauf der Gegensystemkomponente der 5. Stromharmonischen	31
	i) Zeitverlauf der Mitsystemkomponente der 7. Stromharmonischen	
	j) Zeitverlauf der Gegensystemkomponente der 7. Stromharmonischen	32
Bild 2.10:	Schaltplan und Ersatzschaltbilder eines Stahlwerksnetzes mit einer Kondensatorbatterie als Blindleistungskompensationsanlage	35
Bild 2.11:	Darstellung der Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens bei der mathematischen Modellierung	39
Bild 2.12:	Ersatzschaltbilder des Lichtbogens	39
Bild 2.13:	Linearisierte Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens – a), Differenzieller Widerstand – b), Statischer Widerstand – c)	42
Bild 2.14:	Lichtbogenmodell als Spannungsquelle	43



Bild 2.15:	Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogenmodells nach [2.36-2.39]	44
Bild 2.16:	Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogenmodells nach [2.26]	44
Bild 2.17:	Folge der bezogenen Lichtbogenspannungswerte nach [2.2]	
	a) „Unruhiges Schmelzen“	
	b) „Ruhiges Schmelzen“	
	c) „Frischen und Feinen“	47
Bild 2.18:	Strom-Spannungskennlinie des erweiterten Lichtbogenmodells	49
Bild 2.19:	Ersatzschaltbildung eines Elektrostahlwerksnetzes mit einem Drehstrom-Lichtbogenofen und einer Kondensatorbatterie als Blindleistungskompensationsanlage	51
Bild 2.20:	Ersatzschema eines Elektrostahlwerksnetzes	52
Bild 2.21:	Impedanz-Frequenz-Charakteristiken des Elektrostahlwerksnetzes im Anschlussknotenpunkt des Drehstrom-Lichtbogenofens ohne (a), e) und mit (b), f) Berücksichtigung des Ofenkreises sowie Lichtbogenstrom- (c), g) und Knotenpunktspannungs- (d), h) Spektren bei der Parallelresonanz – a), b), c), d)) und bei der echten Resonanz – e), f), g), h)	56
Bild 2.22:	Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens eines 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens	59
Bild 2.23:	Leiter-Leiter-Spannungen am 30-kV-Netzanschlussknotenpunkt eines 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens ohne Blindleistungskompensationsanlage	59
Bild 2.24:	a): Lichtbogenspannung beim resonanzfreien Netzzustand	60
	b): Lichtbogenstrom beim resonanzfreien Netzzustand	60
Bild 2.25:	a): Leiter-Leiter-Spannung bei Resonanz mit einer Frequenz $h_{Rez}^{SpQ} = 5.0$	61
	b): Kondensatorstrom bei Resonanz mit einer Frequenz $h_{Rez}^{SpQ} = 5.0$	61
	c): Lichtbogenspannung bei Resonanz mit einer Frequenz $h_{Rez}^{SpQ} = 5.0$	62
	d): Lichtbogenstrom bei Resonanz mit einer Frequenz $h_{Rez}^{SpQ} = 5.0$	62

Bild 2.26:	a): Leiter-Leiter-Spannung bei Resonanz mit einer Frequenz	
	$h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}} = 5.0$	63
	b): Kondensatorstrom bei Resonanz mit einer Frequenz	
	$h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}} = 5.0$	63
	c): Lichtbogenspannung bei Resonanz mit einer Frequenz	
	$h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}} = 5.0$	64
	d): Lichtbogenstrom bei Resonanz mit einer Frequenz	
	$h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}} = 5.0$	64
Bild 2.27:	Resonanzveränderung der Strom- und Spannungsbeträge	69
Bild 2.28:	Strom-Spannungskennlinie des Lichtbogens	70
Bild 2.29:	Knotenpunktspannungs- und Kondensatorstromverzerrungen beim Resonanzzustand mit der Frequenz $h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}} = 7.0$	70
Bild 2.30:	Abhängigkeiten der THD-Werte der Knotenpunktspannung und des Kondensatorstromes von den Leistungen der an das Netz angeschlossenen Kondensatorbatterien	74

### **Kapitel 3**

Bild 3.1:	Einschaltstrom des 63-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofentransformators a) – Leiter 1, b) – Leiter 2, c) – Leiter 3	80
Bild 3.2:	Spektrum des Einschaltstromes	81
Bild 3.3:	Schaltplan und Ersatzschaltbilder des Stahlwerksnetzes mit einer Kondensatorbatterie als Blindleistungskompensationsanlage zur Untersuchung von Einschaltresonanzen	84
Bild 3.4:	Ersatzschaltbild des Ofentransformators mit der Nachbildung der dynamischen Induktivitäten des Transformator-kerns ( $\Delta / \Delta$ - Schaltung)	85
Bild 3.5:	Ersatzschema des Elektrostahlwerksnetzes mit der Nachbildung der dynamischen magnetischen Widerstände des Transformator-kerns (D / D - Schaltung)	86
Bild 3.6:	Transformatormodell nach [3.11, 3.12] (Y/Y – Schaltung)	87

Bild 3.7:	Magnetisierungskurven der 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofentransformatoren	88
Bild 3.8:	Einschaltstromstöße des 80-MVA-Drehstromlichtbogenofentransformators ohne (a), b), c)) und mit (d), e), f)) Berücksichtigung der Nullflüsse im Transformatoreisenkern simuliert	
	a) und d) – Strom im Leiter 1	
	b) und e) – Strom im Leiter 2	
	c) und f) - Strom im Leiter 3	91
Bild 3.9:	Die Änderung der Stromharmonischen während des Einschaltvorganges	94
Bild 3.10:	Die Änderung der Spannungsharmonischen im Netzanschlussknotenpunkt während des Einschaltvorganges	95
Bild 3.11:	Einschaltresonanzen mit den Resonanzfrequenzen:	
	a) $h_{Rez}^{SpQ}=5.0$	
	b) $h_{Rez}^{StQ}=5.0$	98
Bild 3.12:	Änderungen der 5. Harmonischen des Einschaltstromes (a)) und der Leiter-Leiter-Spannung am Anschlussknotenpunkt (b)) bei Einschaltresonanzen	99
Bild 3.13:	Ersatzschaltbildungen des Transformators zur Nachbildung der Frequenzabhängigkeiten	100
Bild 3.14:	Simulierte und experimentelle Frequenzabhängigkeiten der Impedanzen des 80-MVA-Transformators	102
Bild 3.15:	Abhängigkeiten der Parameter der frequenzabhängigen Transformatorersatzschaltungen von der Transformatorleistung	102
Bild 3.16:	Einschaltresonanzen ( $h_{Rez}^{SpQ}=5.0$ ) bei der Simulation ohne (a)) und mit (b)) Berücksichtigung frequenzabhängiger Resistenzen	104
Bild 3.17:	Die Oberschwingungsbelastung im Hochpassfilterkreis der 2. Harmonischen	
	a) Leiter-Leiter-Spannung im Anschlussknotenpunkt $U_N$	b) Reaktorspannung $U_L$
	c) Kondensatorspannung $U_{C2}$	d) Kondensatorstrom $I_{C2}$
	e) Kondensatorspannung $U_{C1}$	f) Kondensatorstrom $I_{C1}$
	g) Resistanzspannung $U_R$	h) Resistanzstrom $I_R$
		107

Bild 3.18:	Schaltschema zum stromstoßfreien Einschalten des unbelasteten Ofentransformators	112
------------	-------------------------------------------------------------------------------------	-----

#### **Kapitel 4**

Bild 4.1:	a) Einpoliges Grundschemata einer TCR-Anlage; b) Zeitlicher Verlauf von Reaktorstrom und Reaktorspannung für den Steuerwinkel $\alpha = 95$ Grad	114
Bild 4.2:	TCR-Anlage	115
Bild 4.3:	Stromzeitverläufe einer TCR-Anlage a) Reaktorströme $i_s$ , b) Leiterströme $i_L$	116
Bild 4.4:	Stromharmonische einer TCR-Anlage im symmetrischen Betriebszustand bei der Änderung des Steuerwinkels a) Grundschiwingung, b) Oberschwiungen	118
Bild 4.5:	Schaltplan und Ersatzschaltbilder des Elektrostahlwerksnetzes zur Analyse der Resonanzerscheinungen mit der TCR-Anlage als Oberschwiungsquelle	121
Bild 4.6:	Ersatzschema des Elektrostahlwerksnetzes mit der Nachbildung der TCR-Anlage für die Berechnungen im Zeitbereich	123
Bild 4.7:	Pegel der 5. Harmonischen im Elektrostahlwerksnetz mit einer TCR-Anlage im symmetrischen Betriebszustand bei Änderung des Steuerwinkels a) Spannungsharmonische, b) Stromharmonische	125
Bild 4.8:	Änderung der 5. Harmonischen im Elektrostahlwerksnetz mit einer TCR-Anlage im symmetrischen Betriebszustand (TCR-Steuerwinkel $\alpha = 110$ Grad) a) Spannungsharmonische, b) TCR-Leiterstromharmonische	129
Bild 4.9:	Raumzeiger-Hodograph für die TCR-Leiter- und Strangströme bei einem Steuerwinkel von $\alpha = 95$ Grad: a) Resonanzfreies Netz, b) Resonanzverstärkung der 5. Harmonischen	134

Bild 4.10:	Betriebs-Modi des TCR bei symmetrischer Steuerung	135
Bild 4.11:	Ersatzschaltbilder einer TCR-Anlage unter der symmetrischen Steuerung:	
	a) Zustand mit 3 leitenden Ventile,	
	b) Zustand mit 2 leitenden Ventile,	
	c) Zustand mit 1 leitenden Ventil,	
	d) Zustand mit 0 leitenden Ventilen	136
Bild 4.12:	Raumzeiger-Ersatzschaltbilder eines Elektrostahlwerksnetzes mit der TCR-Anlage unter der symmetrischen Steuerung:	
	a) Zustand mit 3 leitenden Ventile,	
	b) Zustand mit 2 leitenden Ventile	137
	c) Zustand mit 1 leitenden Ventil,	
	d) Zustand mit 0 leitenden Ventilen	138
Bild 4.13:	Abhängigkeit der Determinante der Koeffizientenmatrix vom Steuerwinkel $\alpha$ und der Stromführung $\beta$ bei der Variation der Kondensatorimpedanz $X_{KB}$ :	
	a) $\alpha = 90 \dots 120^\circ$ (Modus 3)	
	b) $\alpha = 120 \dots 150^\circ$ (Modus 2)	
	c) $\alpha = 150 \dots 180^\circ$ (Modus 1)	145
Bild 4.14:	Hülllinien der Maximal- und Minimalwerte der Determinanten der Koeffizientenmatrix bei der Variation der Kondensatorimpedanz $X_{KB}$ :	
	a) $\alpha = 90 \dots 120^\circ$ (Modus 3)	
	b) $\alpha = 120 \dots 150^\circ$ (Modus 2)	
	c) $\alpha = 150 \dots 180^\circ$ (Modus 1)	146
Bild 4.15:	Gegenüberstellung der Minima der Determinanten der Koeffizientenmatrix und der nach der Formel (4.14) bestimmten Werte der Impedanzen $X_{KB}$ :	
	a) $\alpha = 90 \dots 120^\circ$ (Modus 3)	
	b) $\alpha = 120 \dots 150^\circ$ (Modus 2)	
	c) $\alpha = 150 \dots 180^\circ$ (Modus 1)	147

## **Kapitel 5**

Bild 5.1:	Ersatzschaltbild eines elektrischen Netzes mit einem verzerrenden Abnehmer	151
Bild 5.2:	Leistungsflüsse in einem elektrischen Netz mit einem nichtlinearen unsymmetrischen Abnehmer	154
Bild 5.3:	Wirkleistungsflussdiagramm in einem elektrischen Netz mit einem verzerrenden und einem nichtverzerrenden Abnehmer	155
Bild 5.4:	Blindleistungsflussdiagramm in einem elektrischen Netz mit einem verzerrenden und nichtverzerrenden R-L und R-C Abnehmern	156
Bild 5.5:	Modell des Elektrostahlwerksnetzes zur Untersuchung der Leistungsflüsse	159
Bild 5.6:	Modelle der Lichtbogenkennlinien in einem Drehstrom-Lichtbogenofen	161
Bild 5.7:	Simulationsergebnisse für die Lichtbogenkennlinienmodelle nach Bild 5.5	162
Bild 5.8:	Der Schaltplan des Elektrostahlwerksnetzes	163
Bild 5.9:	Leistungsflüsse im Speisekabel eines Drehstrom-Lichtbogenofens	165
Bild 5.10:	Wirkleistungsflüsse der 5. Harmonischen im Speisekabel eines 72-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens (8-Perioden-FFT-Fenster) a) Mitsystem, b) Gegensystem	166
	Wirkleistungsflüsse der 5. Harmonischen im Speisekabel eines 72-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens (3.2-Sekunden-Mittelwerte) c) Mitsystem, d) Gegensystem	167
Bild 5.11:	Blindleistungsflüsse der 5. Harmonischen im Speisekabel eines 72-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens (8-Perioden-FFT-Fenster) a) Mitsystem, b) Gegensystem	168
	Blindleistungsflüsse der 5. Harmonischen im Speisekabel eines 72-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens (3.2-Sekunden-Mittelwerte) c) Mitsystem, d) Gegensystem	169

Bild 5.12:	Grundschwingungsleistungsflüsse im Speisekabel eines 72-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens (3.2-Sekunden-Mittelwerte)	
	a) Wirkleistung,	
	b) Blindleistung	170
Bild 5.13:	Ersatzschaltbild zur Bestimmung der partiellen Beiträge an der Spannungsverzerrung von zwei nichtlinearen Abnehmern	172
Bild 5.14:	Schaltplan eines Elektrostahlwerkes	175
Bild 5.15:	Wirkleistungsflüsse des Mitsystems für die 7. Harmonische (3.2-Sekunden-Mittelwerte)	
	a) im Speisekabel der TCR-Anlage ( $\alpha = 127$ Grad);	
	b) im Speisekabel des 80-MVA-Drehstrom-Lichtbogenofens	177
Bild 5.16:	TCR-Reaktanzen für die 7. Harmonische	178
Bild 5.17:	Zeitliche Verläufe der partiellen Beiträge sowie der Oberschwingungsspannung	181
Bild 5.18:	Partielle Beiträge und die Oberschwingungsspannung in der komplexen Ebene	181

## **Kapitel 6**

Bild 6.1:	Übersichtsschaltplan des Elektrostahlwerkes KAMAZ	183
Bild 6.2:	Ersatzschaltbild des Elektrostahlwerksnetzes KAMAZ	184
Bild 6.3:	Abhängigkeiten $h_{RES} = f(Q_{KB})$ für den separaten Betrieb der Sammelschienensysteme	187
Bild 6.4:	Abhängigkeiten $h_{RES} = f(Q_{KB})$ für den Parallelbetrieb der Sammelschienensysteme	188
Bild 6.5:	Impedanz-Frequenz-Charakteristik des Elektrostahlwerksnetzes im 30-kV-Netzanschlussknotenpunkt	195
Bild 6.6:	Gegenüberstellung der IFC und des Spannungsspektrums im 30-kV-Knotenpunkt	
	a) Impedanz-Frequenz-Charakteristik im 30-kV-Knotenpunkt,	
	b) Spannungsspektrum im 30-kV-Knotenpunkt	197

## Formelzeichen

Die Formelzeichen sind alphabetisch und unabhängig von der Reihenfolge ihres Auftretens im Text geordnet. Einige Formelzeichen haben teilweise mehrere Bedeutungen, die eindeutig aus dem Zusammenhang des Textes hervorgehen.

<b>a</b>	Faktor
<b>a<sub>1</sub> , a<sub>2</sub> , a<sub>3</sub></b>	Faktoren
<b><u>a</u></b>	Drehoperator
<b>b</b>	Faktor
<b>C</b>	Kapazität
<b>C<sub>K</sub></b>	Kapazität der Kondensatorbatterie
<b>C</b>	Vektor der Anfangswerte der transienten Eigenschwingungen
<b>D</b>	Verzerrungsleistung
<b>E<sub>h</sub></b>	Elektromotorische Kraft der Harmonischen h
<b><u>E</u><sub>Q1, 2h</sub></b>	Komplexe EMK der Oberschwingungsquellen 1 und 2 für die Harmonische h
<b>E</b>	Einheitsmatrix
<b>f</b>	Frequenz
<b>f<sub>Harm</sub></b>	Frequenz der Oberschwingung
<b>f<sub>Mod</sub></b>	Modulationsfrequenz
<b>f<sub>Zwi</sub></b>	Frequenz der Zwischenharmonischen
<b>F</b>	Funktional zur Optimierung der Betragsabweichungen
<b>F<sub>R, l</sub>(β)</b>	Diagonalmatrizen der exponierten Eigenwerte der Stromkreise R und l zum Winkel β
<b>F<sub>l1, l2</sub>(<math>\frac{\pi}{3} - \beta</math>)</b>	Diagonalmatrizen der exponierten Eigenwerte der Stromkreise l1 und l2 zum Winkel $\frac{\pi}{3} - \beta$
<b>F<sub>k, R</sub>(β)</b>	Diagonalmatrizen der exponierten Eigenwerte der Stromkreise k und R zum Winkel β
<b>F<sub>l, RE</sub>(<math>\frac{\pi}{3} - \beta</math>)</b>	Diagonalmatrizen der exponierten Eigenwerte der Stromkreise l und RE



	zum Winkel $\frac{\pi}{3} - \beta$
$\mathbf{F}_{\mathbf{K}, \mathbf{R}}(\beta)$	Diagonalmatrizen der exponierten Eigenwerte der Stromkreise K und R zum Winkel $\beta$
$\mathbf{F}_{\mathbf{KE}, \mathbf{RE}}(\frac{\pi}{3} - \beta)$	Diagonalmatrizen der exponierten Eigenwerte der KE und RE zum Winkel $\frac{\pi}{3} - \beta$
g	Faktor
h	Harmonische
$h_{\text{Rez, RES}}$	Mitschwingende Harmonische
$h_{\text{Rez}}^{\text{StQ}}$	Resonanzfrequenz des elektrischen Kreises mit Stromquelle
$h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ}}$	Resonanzfrequenz des elektrischen Kreises mit Spannungsquelle
$h_{\text{Rez}}^{\text{SpQ-Äq}}$	Resonanzfrequenz des elektrischen Kreises mit äquivalenter Spannungsquelle
$h_{\text{I, II}}$	Abstimmfrequenz des Resonanzkreises
i	Momentanwert des Stromes
$i_{\text{B}}$	Momentanwert des Lichtbogenstromes
$i_{\text{BI}}$	Momentanwert des Lichtbogenstromgrundschwungsanteils
$i_{\text{EIN}}$	Momentanwert des Einschaltstromes
$i_{\mu}$	Momentanwert des Magnetisierungsstromes
$i_{\text{KB}}$	Momentanwert des Kondensatorstromes
$i_{\text{K}}$	Differenzstrom
$i_{\text{L}}$	Momentanwert des Leiterstromes
$i_{\text{I}}(t)$	Momentanwert des Stromes im Leiter I
$i_{\text{m}}$	Kreisstrom in der TCR-Dreieckschaltung
$i_{\text{RS, ST, TR}}$	Momentanwerte der TCR-Strangströme
$i_{\text{R, S, T}}$	Momentanwerte der TCR-Leiterströme
$i_{\text{T1,2}}$	Transformatorwicklungsströme
$i_{0\Delta}$	Transienter Nullstrom
$i_1^*, i_2^*, i_3^*$	Statistische Mittelwerte der Ströme in den Knickpunkten der Lichtbogenkennlinie (normierte Werte)

$\hat{i}_1, \hat{i}_2, \hat{i}_3$	Strommomentanwerte in den Knickpunkten der Lichtbogenkennlinie
$i_{\mu}^*$	Verhältniswert des Magnetisierungsstromes
$I_1$	Grundschwingungsstromeffektivwert
$I_{1\_Mit, Gegen}$	Mit-, Gegensystemkomponente der Grundschwingung des Stromes
$I_{Bh}$	Betrag der Lichtbogenstromharmonischen h
$I_{C1,2}$	Kondensatorstrom
$I_h$	Stromeffektivwert der Harmonischen h
$I_{h\_Mit, Gegen}$	Mit-, Gegensystemkomponente der Stromharmonischen h
$I_k$	Stromeffektivwert für die Frequenz k
$I_{k\_Mit, Gegen}$	Mit-, Gegensystemkomponente des Stromes für die Frequenz k
$I_{KB1}$	Grundfrequenzstrom des Kondensators
$I_{KBh}$	Effektivwert des Kondensatorstromes für die Harmonische h
$I_{KB\_Nenn}$	Kondensatornennstrom
$I_K^{Nenn}$	Kondensatornennstrom
$I_{m, max}$	Effektivwert des TCR-Grundfrequenzstromes bei völlig geöffneten Thyristoren
$I_{LBO1}$	Amplitude der Grundschwingung des Lichtbogenofenstromes
$I_{LBOh}$	Amplitude der Harmonischen h des Lichtbogenofenstromes
$I_R$	Resistanzstrom
$I_{T\_Nenn}$	Transformatornennstrom
$I_{LBOh}^*$	Verhältniswert des Lichtbogenofenoberschwingungsstromes
$\hat{I}_N$	Scheitelwert des Transformatornennstromes
$I_0$	Scheitelwert des metallischen Betriebskurzschlussstromes im LBO
$\underline{I}_{Bh}^{(0,1)}$	Komplexe Lichtbogenstromharmonische h
$\underline{I}_L$	Raumzeiger des TCR-Leiterstromes
$\underline{I}_{Lh}$	Summarischer komplexer Oberschwingungsstrom der linearen Abnehmern für die Harmonische h
$\underline{I}_{Q1,2h}$	Komplexe Oberschwingungsströme der Oberschwingungsquellen 1 und 2 für die Harmonische h

$\underline{I}_S$	Raumzeiger des TCR-Strangstromes
$k$	Ordnungsnummer der Kombinationsfrequenz
$K(h, \sigma)$	Faktor der Erhöhung der TCR-Induktivität für die Harmonische $h$ bei dem Durchlasswinkel $\sigma$
<b>K</b>	Koeffizientenmatrix
$l$	Ordnungsnummer des Leiters im Drehstromsystem
$L$	Induktivität
$L_{1,2,\dots,k}$	Induktivität
$L_{HK}$	Eigeninduktivität des Hochstromkreises
$L_N$	Netzinduktivität
$L_T$	Streuinduktivität des Transformators
$L_{TCR}$	Induktivität des TCR
$L_{TCR_h}$	Äquivalente Induktivität des TCR für die Harmonische $h$
$L_{T1,2}$	Induktivitäten der Transformatorwicklungen
$L_1^*$	Verhältniswert der Induktivität
$L_2^{**}$	Verhältniswert der Induktivität
$L_\mu$	Dynamische Induktivität des Transformator kernels
$L_{\mu 0}$	Induktivität des Transformator kernnullsystemkreises
$L_\mu^*$	Verhältniswert der dynamischen Induktivität
$m_{TE}$	Anzahl der Teilentladungen pro Spannungshalbperiode
$M_{HK}$	Gegeninduktivität des Hochstromkreises
$n_{TE}$	Anzahl der Teilentladungen pro Sekunde
$N$	Gesamtzahl der ausgewählten Harmonischen $h_i$ .
$P$	Wirkleistung
$P_{Ab}$	Abnehmerwirkleistung
$P_{AC-LBO}$	Wirkleistung des Drehstrom-Lichtbogenofens
$P_{an}$	Anomale Wirkleistung
$P_h$	Wirkleistung für die Harmonische $h$
$P_{h \text{ Mit, Gegen}}$	Mit-, Gegensystemkomponente der Wirkleistung für die Harmonische $h$
$P_{h \text{ Mit, Gegen}}^k$	Mit-, Gegensystemkomponente der Wirkleistung im Knotenpunkt $k$

	für die Harmonische h
$P_k$	Wirkleistung für die Frequenz k
$P_{k \text{ Mit, Gegen}}$	Mit-, Gegensystemkomponente der Wirkleistung für die Frequenz k
$P_{LBO}$	Wirkleistung des Drehstrom-Lichtbogenofens
$P_{\text{mittl}}$	Mittlere Wirkleistung
$P_{\text{norm}}$	Normale Wirkleistung
$P_{S,1 \text{ Mit}}$	Grundfrequenzwirkleistung des Mitsystems an der Systemsammelschiene
$P_{I \text{ Mit, Gegen}}$	Mit-, Gegensystemkomponente der Grundfrequenzwirkleistung
$P_{vk}$	Kurzschlussverluste im Ofentransformator
$q_h^{\text{Rez}}$	Güte der Resonanzkreises
$Q$	Blindleistung
$Q_{Ab}$	Abnehmerblindleistung
$Q_{AC-LBO}$	Blindleistung des Drehstrom-Lichtbogenofens
$Q_{an}$	Anomale Blindleistung
$Q_h$	Blindleistung für die Harmonische h
$Q_{h \text{ Mit, Gegen}}$	Mit-, Gegensystemkomponente der Blindleistung für die Harmonische h
$Q_h^k \text{ Mit, Gegen}$	Mit-, Gegensystemkomponente der Wirkleistung im Knotenpunkt k für die Harmonische h
$Q_k$	Blindleistung für die Frequenz k
$Q_{k \text{ Mit, Gegen}}$	Mit-, Gegensystemkomponente der Blindleistung für die Frequenz k
$Q_{KB}$	Blindleistung der Kondensatorbatterie
$Q_{LBO}$	Blindleistung des Drehstrom-Lichtbogenofens
$Q_{\text{mittl}}$	Mittlere Blindleistung
$Q_{\text{norm}}$	Normale Blindleistung
$Q_{S,1 \text{ Mit}}$	Grundfrequenzblindleistung des Mitsystems an der Systemsammelschiene
$Q_{I \text{ Mit, Gegen}}$	Mit-, Gegensystemkomponente der Grundfrequenzblindleistung
$R$	Resistanz
$R_{\text{Äq}}^{\text{SpQ}}$	Äquivalente Resistanz des Resonanzkreises
$R_{\text{dif}}$	Differenzieller Widerstand

$R_e$	Transformatorresistenz nach der experimentellen Charakteristik
$R_{F1,2,3}$	Feederresistenzen
$R_h$	Resistenz für die Frequenz $h$
$R_K$	Resistenz der Kondensatorbatterie
$R_{K1}$	Grundfrequenzresistenz der Kondensatorbatterie
$R_{K_h}$	Resistenz der Kondensatorbatterie für die Harmonische $h$
$R_L$	Magnetischer Widerstand der Transformator kernels
$R_m$	Transformatorresistenz nach der Modellcharakteristik
$R_N$	Resistenz des speisenden Netzes
$R_{N1}$	Grundfrequenzresistenz des speisenden Netzes
$R_{N_h}$	Resistenz des speisenden Netzes für die Harmonische $h$
$R_{OK1}$	Grundfrequenzresistenz des Ofenkreises für die Harmonische $h$
$R_{OK_h}$	Resistenz des Ofenkreises für die Harmonische $h$
$R_{OT_h}$	Resistenz des Ofentransformatorkreises für die Harmonische $h$
$R_{st}$	Statischer Widerstand
$R_{S1,2}$	Systemresistenzen
$R_T$	Ohmsche Widerstand des Transformators
$R_{T1,2}$	Resistenzen der Transformatorwicklungen
$R_{TCR}$	Resistenz des TCR
$R_{TCR_h}$	Resistenz des TCR für die Harmonische $h$
$R_1$	Grundfrequenzresistenz
$R_{1,2,\dots,k}$	Resistenz
$R_1^*$	Verhältniswert der Resistenz
$R_2^{**}$	Verhältniswert der Resistenz
$R_\mu$	Magnetischer Widerstand der Transformator kernels
$R_{\mu 0}$	Magnetischer Widerstand des Transformator kernnullsystemkreises
$R_{\mu k}$	Magnetischer Widerstand innerhalb des Approximationsintervalls $k$
$\mathbf{R}_{11, 12, R, I}$	Diagonalmatrix der exponierten Eigenwerte des Stromkreises 11, 12, R und I am Ende des Gültigkeitsintervalls

$\mathbf{R}_{l, RE, k, R}$	Diagonalmatrix der exponierten Eigenwerte des Stromkreises l, RE, k und R am Ende des Gültigkeitsintervalls
$\mathbf{R}_{KE, RE, K, R}$	Diagonalmatrix der exponierten Eigenwerte des Stromkreises KE, RE, K und R am Ende des Gültigkeitsintervalls
S	Scheinleistung
$S_h$	Scheinleistung für die Harmonische h
$S''_{KS_{max, min}}$	Maximal- und Minimalwerte der Kurzschlussleistung
$S_{N, Nenn}$	Nennleistung des Transformators
$\underline{S}_{s, k}$	Komplexe Scheinleistung an der Systemsammelschiene für die Frequenz k
$\underline{S}_k$	Komplexe Scheinleistung für die Frequenz k
t	Zeit
$t_{zv}$	Lichtbogenzündzeitpunkt
$t_{v, v+1}$	Lichtbogenlöschzeitpunkt
$T_Z$	Dauer des Zyklus
u	Momentanwert der Spannung
$u_B$	Momentanwert der Lichtbogenspannung
$u_{B1}$	Momentanwert des Lichtbogenspannungsgrundschwingungsanteils
$u_k$	Kurzschlussspannung
$u_{LL}$	Momentanwert der Leiter-Leiter-Spannung
$u_l(t)$	Spannungsmomentanwert für den Leiter l
$u_R$	Spannungsabfall des ohmschen Widerstandes R
$u_{T1,2}$	Transformatorwicklungsspannungen
$u_0$	Spannung an der Lichtbogenstrecke
$u_1^*, u_2^*, u_3^*$	Statistische Mittelwerte der Spannungen in den Knickpunkten der Lichtbogenkennlinie (normierte Werte)
$\hat{u}_1, \hat{u}_2, \hat{u}_3$	Spannungsmomentanwerte in den Knickpunkten der Lichtbogenkennlinie
$\underline{u}_p$	Raumzeiger der speisenden Spannung des erregenden Drehstromsystems
U	Spannung
$U_{AP}$	Lichtbogenspannung des Arbeitspunktes
$U_B$	Lichtbogenspannung

$U_{Bh}$	Betrag der Lichtbogenspannungsharmonischen
$U_{Bv, v+1}$	Lichtbogenzündspannung
$U_{B(k, k+1)}$	Lichtbogenzündspannung
$U_{C1,2}$	Kondensatorspannung
$U_h$	Spannungseffektivwert der Harmonischen h
$U_{h0}$	Knotenpunktspannung der Harmonischen h im resonanzfreien Zustand
$U_h^{Rez}$	Knotenpunktspannung der Harmonischen h im Resonanzzustand
$U_k$	Spannungseffektivwert für die Frequenz k
$U_{k \text{ Mit, Gegen}}$	Mit-, Gegensystemkomponente der Spannung für die Frequenz k
$U_K^{Nenn}$	Kondensatornennspannung
$U_L$	Reaktorspannung
$U_{LL}$	Scheitelwert der Leiter-Leiter-Spannung
$U_N$	Leiter-Leiter-Spannung im Anschlussknotenpunkt
$U_{Nenn}$	Nennspannung des Transformators
$U_R$	Resistanzspannung
$U_S$	Spannung der Systemsammelschiene
$U_{S1Mit}$	Spannung der Systemsammelschiene der Grundfrequenz des Mitsystems
$U_{OS}$	Nennspannung des Ofentransformators (Oberspannungsseite)
$U_{US}$	Nennspannung des Ofentransformators (Unterspannungsseite)
$U_1$	Grundschiwingungsspannungseffektivwert
$\underline{U}_{Bh}^{(0,1)}$	Komplexe Lichtbogenspannungsharmonische
$\underline{U}_h$	Komplexe Spannung der Harmonischen h
$\underline{U}_h^{Q1,2}$	Partielle Beiträge der Oberschwingungsquellen 1 und 2 zur Spannungsverzerrung für die Harmonische h
$\ddot{u}_M$	Übersetzungsverhältnis des idealen Transformators
$\ddot{u}_T$	Übersetzungsverhältnis des Transformators
$\ddot{u}_{OT}$	Übersetzungsverhältnis des Ofentransformators
$\ddot{u}_{\mu 0}$	Übersetzungsverhältnis des idealen Transformators vom äquivalenten Magnetkreis des Nullsystems

$v_R, v_S, v_T$	Momentanwerte der Wechselgrößen im Dreiphasensystem
$v_0$	Nullgröße im Dreiphasensystem
$v'_R, v'_S, v'_T$	Transformierte Momentanwerte der Wechselgrößen im Dreiphasensystem
$\underline{v}$	Raumzeiger
$\underline{v}^*$	Konjugiert komplexe Größe des Raumzeigers
$\mathbf{V}_{II, I2, R, I}$	Modalmatrix des entsprechenden Stromkreises
$\mathbf{V}_{I, RE, k, R}$	Modalmatrix des entsprechenden Stromkreises
$\mathbf{V}_{KE, RE, K, R}$	Modalmatrix des entsprechenden Stromkreises
$X_e$	Transformatorreaktanzen nach der experimentellen Charakteristik
$X_{F1,2,3}$	Feederreaktanzen
$X_{HK}^{30\text{ kV}}$	Auf die 30-kV-Seite bezogene äquivalente Hochstromkreisreaktanzen
$X_{K1}$	Grundfrequenzreaktanzen der Kondensatorbatterie
$X_{K_h}$	Reaktanzen der Kondensatorbatterie für die Harmonische h
$X_{KB}$	Grundschnwingungskondensatorimpedanz
$X_m$	Transformatorreaktanzen nach der Modellcharakteristik
$X_N$	Reaktanzen des speisenden Netzes
$X_{N1}$	Grundfrequenzreaktanzen des speisenden Netzes
$X_{N_h}$	Reaktanzen des speisenden Netzes für die Harmonische h
$X_{OK1}$	Grundfrequenzreaktanzen des Ofenkreises
$X_{OK_h}$	Reaktanzen des Ofenkreises für die Harmonische h
$X_{OT_h}$	Reaktanzen des Ofentransformatorkreises für die Harmonische h
$X_{OT1}$	Grundfrequenzreaktanzen des Ofentransformatorkreises
$X_{TCR}$	Reaktanzen des TCR
$X_{TCR_h}$	Reaktanzen des TCR für die Harmonische h
$X_{TCR1}$	Grundfrequenzreaktanzen des TCR
$X_{TCR_h}^{Konv}$	Konventionell berechnete Reaktanzen des TCR für die Harmonische h
$X_{S1,2}$	Systemreaktanzen
$X_{\mu1}$	Dynamische Reaktanzen des nichtlinearen Magnetkreises im gesättigten Zustand



$\mathbf{Y}$	Vektor der partikulären Teillösungen des Gleichungssystems
$Z_e(h_i)$	Betrag des Impedanzwertes nach der experimentellen Charakteristik für die Harmonische $h_i$
$Z_m(h_i)$	Betrag des Impedanzwertes nach der äquivalenten Modell-Charakteristik für die Harmonische $h_i$
$\underline{Z}_e$	Impedanzwert nach der experimentellen Charakteristik
$\underline{Z}_K$	Komplexe Impedanz der Kondensatorbatterie
$\underline{Z}_{Lh}$	Summarische komplexe Impedanz der linearen Abnehmer für die Harmonische $h$
$\underline{Z}_m$	Impedanzwert nach der äquivalenten Modell-Charakteristik
$\underline{Z}_{N_h}$	Komplexe Impedanz des speisenden Netzes für die Harmonische $h$
$\underline{Z}_{OK_h}$	Komplexe Impedanz des Ofenkreises für die Harmonische $h$
$\underline{Z}_{OT_h}$	Komplexe Impedanz des Ofentransformatorkreises für die Harmonische $h$
$\underline{Z}_{TCR_h}$	Komplexe Impedanz des TCR für die Harmonische $h$
$\underline{Z}_{Q1,2h}$	Komplexe innere Impedanzen der Oberschwingungsquellen 1 und 2 für die Harmonische $h$
$\alpha$	TCR-Steuerwinkel
$\beta$	Dauer der Stromführung
$\Delta i_B$	Änderung der Lichtbogenstrommomentanwerte
$\Delta i_{\mu k}$	Veränderung des Magnetisierungsstromes über das Approximationsintervall $k$
$\Delta i_{\mu \text{ gesätt}}^*$	Veränderung der relativen Werte des Magnetisierungsstromes
$\Delta h$	Oberschwingungsintervall
$\Delta h_{\text{Rez}}$	Unterschied zwischen den Resonanzfrequenzen
$\Delta h_{\text{ZUL}}$	Zulässige Verschiebung des Pols der Impedanzfrequenzcharakteristik
$\Delta P_{\text{an}}$	Anomale Wirkleistungsverluste
$\Delta P_k$	Wirkleistungsverluste im elektrischen Netz für die Frequenz $k$
$\Delta P_{\text{Mit, Gegen}}$	Mit-, Gegensystemkomponente der Grundfrequenzwirkleistungsverluste
$\Delta Q_{\text{an}}$	Anomale Blindleistungsverluste

$\Delta Q_k$	Blindleistungsverluste im elektrischen Netz für die Frequenz k
$\Delta Q_{KB}$	Schritt zur Änderung der installierten Kondensatorblindleistungen
$\Delta Q_{I \text{ Mit, Gegen}}$	Mit-, Gegensystemkomponente der Grundfrequenzblindleistungsverluste
$\Delta u_B$	Änderung der Lichtbogen Spannungsmomentanwerte
$\Delta \Psi_k$	Veränderung der Flussverkettung über das Approximationsintervall k
$\Delta \Psi_{\text{gesätt}}^*$	Veränderung der relativen Werte der Flussverkettung über das Approximationsintervall für den gesättigten Zustand des Magnetkreises
$\sigma$	Durchlasswinkel
$\varphi_h$	Phasenwinkel der Harmonischen h
$\Phi$	Funktional zur Optimierung der Phasenwinkelabweichungen
$\Psi, \Psi_L$	Flussverkettung
$\Psi_e$	Phasenwinkel des komplexen Impedanzwertes nach der experimentellen Charakteristik für die Harmonische $h_i$
$\Psi_{kI}$	Phasenwinkel des Stromes für die Frequenz k
$\Psi_{kI \text{ Mit, Gegen}}$	Phasenwinkel der Mit-, Gegensystemkomponente des Stromes
$\Psi_{kU}$	Phasenwinkel der Spannung für die Frequenz k
$\Psi_{kU \text{ Mit, Gegen}}$	Phasenwinkel der Mit-, Gegensystemkomponente der Spannung
$\Psi_m$	Phasenwinkel des komplexen Impedanzwertes nach der äquivalenten Modell- Charakteristik für die Harmonische $h_i$
$\Psi^*$	Verhältniswert der Flussverkettung
$\hat{\Psi}_N$	Scheitelwert der Nennflussverkettung
$\omega$	Kreisfrequenz
$\omega_{0,1}$	Kreisfrequenz der Grundschiwingung
$\omega_{\text{Rez}}$	Kreisresonanzfrequenz
$\Omega$	Basismodulationsfrequenz
$\Omega_\beta$	Modulationsfrequenz
$\mathbf{0}$	Nullmatrix

## Curriculum vitae:

### **Persönliche Daten**

Name: Alexander Novitskiy, geboren am 28.05.1965 in Leningrad  
(St. Petersburg, Russland)

### **Schulbildung:**

1972-1982 Mittelschule No 44, Leningrad, Russland  
06/1982 Hochschulreife (mit Goldmedaille)

### **Universitätsausbildung:**

1982-1989 Leningrader Polytechnisches Institut „M. I. Kalinin“, Russland  
(St. Petersburger Staatliche Polytechnische Universität)  
02/1989 Diplom-Elektroingenieur (mit Auszeichnung)

### **Zusatzstudium:**

1993-1994 Fernaspirantur  
St. Petersburger Staatliche Technische Universität  
(St. Petersburger Staatliche Polytechnische Universität)  
01/1994 Diplom-Forschungsingenieur

### **Promotion:**

06/1993 Doktor-Ingenieur im Fach „Elektrische Kraftwerke, Netze,  
Systeme und deren Steuerung“  
(Kandidat der technischen Wissenschaften)  
St. Petersburger Staatliche Technische Universität

### **Berufsweg**

1989-1991 Elektroingenieur  
Leningrader Polytechnisches Institut „M. I. Kalinin“

- 1991-1996                      Assistent am Lehrstuhl für Elektrische Systeme und Netze  
St. Petersburger Staatliche Technische Universität
- 1995-1996                      Dozent am Lehrstuhl für Allgemeine Elektrotechnik  
St. Petersburger Staatliche Technologische Universität für  
Pflanzenpolymere
- Seit 1996                        Dozent am Lehrstuhl für Elektrische Systeme und Netze  
St. Petersburger Staatliche Polytechnische Universität
- 1994-1995                      Forschungsaufenthalt an der Universität Tianjin, Tianjin, China
- 1996-1997                      Forschungsaufenthalt an der Technischen Universität Ilmenau
- Seit 1997                        Habilitand an der Technischen Universität Ilmenau  
(Forschungsstipendiat,      Wissenschaftlicher      Mitarbeiter,  
Projektleiter)

## **ANHANG**

**Anhang**

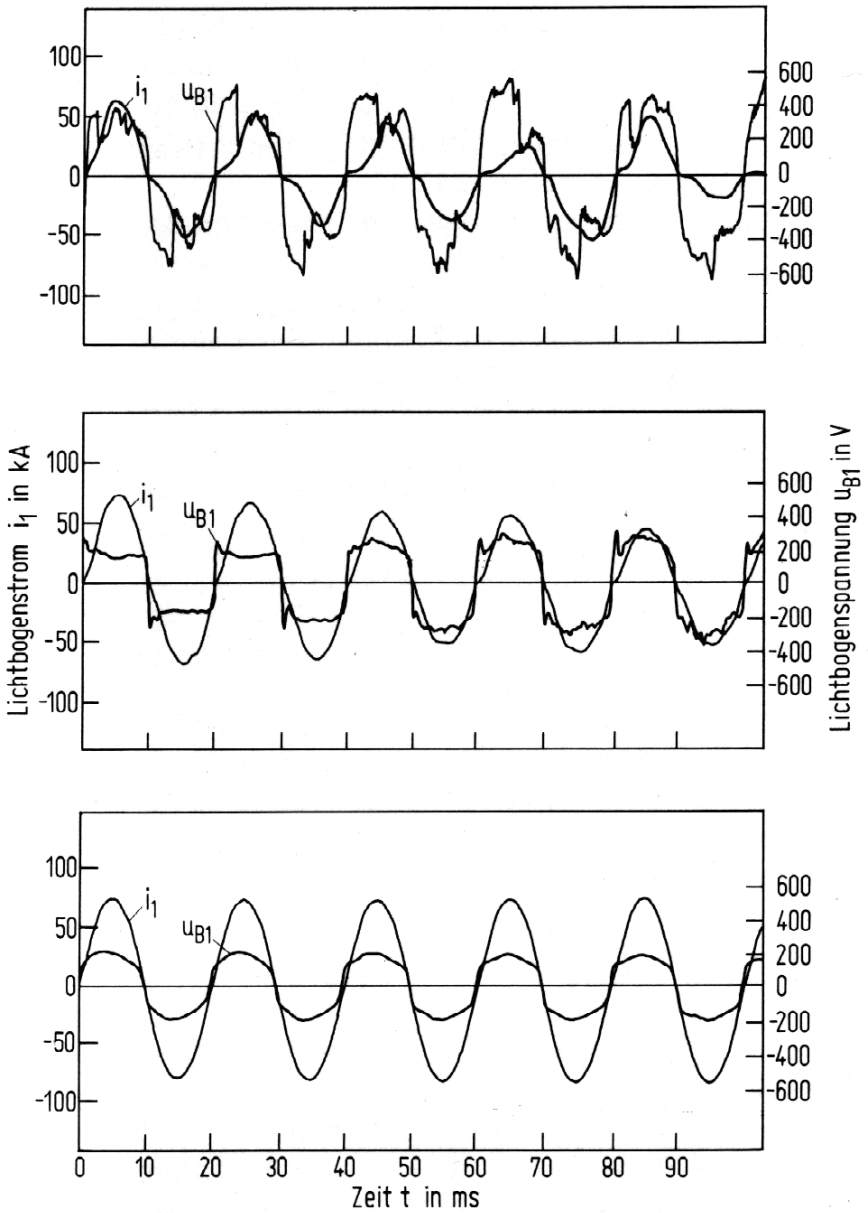


Bild A1: Liniendiagramme von Lichtbogenspannung  $u_B$  und Lichtbogenstrom  $i$  (80 t-30 MVA Lichtbogenofen) nach [2.64]

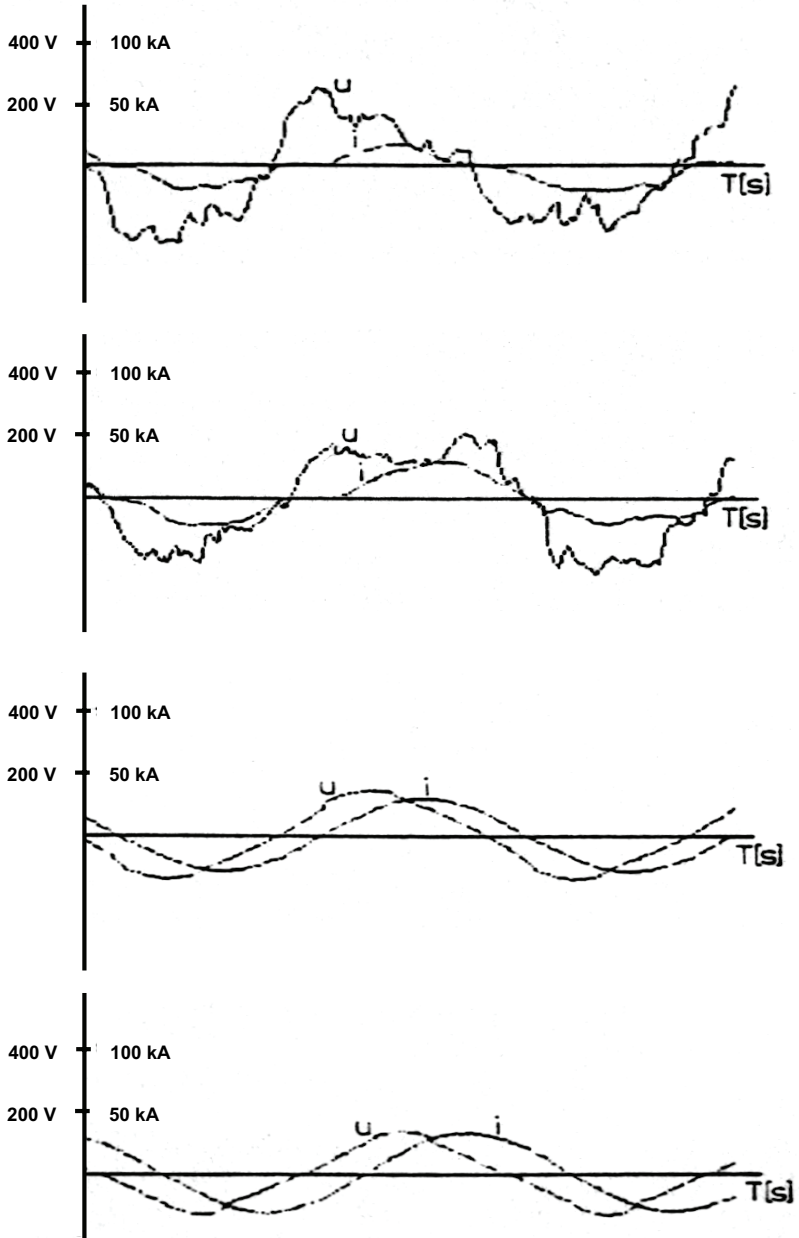


Bild A2: Liniendiagramme von Lichtbogenspannung  $u_B$  und Lichtbogenstrom  $i$  (80 t-36 MVA Lichtbogenofen) nach [2.63]

## **Erklärung**

Ich erkläre hiermit, dass ich die vorliegende Arbeit ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe. Das aus anderen Quellen direkt oder indirekt übernommene Material ist als solches unter der Angabe der Quelle gekennzeichnet.

Die Arbeit wurde bisher weder im Inland noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form einem anderen Prüfungsgremium vorgelegt.

Ilmenau, den 21. Mai 2004

Dr.-Ing. Alexander Novitskiy