

Technische Universität Dresden

**Beiträge zur analytischen Berechnung und Reduktion der aus
Netzspannungsunsymmetrien resultierenden Harmonischen in
Systemen der Hochspannungs-Gleichstrom-Übertragung**

Sven Achenbach

Von der Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik der
Technischen Universität Dresden

zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktoringenieurs
(Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. habil. H. Güldner

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. G. Winkler

Prof. Dr.-Ing. habil. M. Grötzbach

Prof. Dr.-Ing. D. Retzmann

Tag der Einreichung: 22.08.2008

Tag der Verteidigung: 26.08.2009

Die vorliegende Arbeit entstand in wesentlichen Teilen während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektroenergieversorgung der Technischen Universität Dresden.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Gert Winkler für die Betreuung dieser Arbeit sowie die fachliche und persönliche Unterstützung.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Manfred Grötzbach danke ich sehr für die fachliche Diskussion und seine richtungweisenden Ratschläge zur Entwicklung des Themas.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Dietmar Retzmann gebührt Dank für seine freundliche Übernahme des Gutachtens.

Allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des ehemaligen Institutes für Elektroenergieversorgung und besonders seinem langjährigen Leiter Prof. Dr.-Ing. Peter Schegner danke ich für die Unterstützung und großartige Zusammenarbeit.

Die Unterstützung durch die Siemens AG, und insbesondere durch die Herren Günter Polzer, Marcos A.C. Pereira, Dr.-Ing. Wilhelm Winter sowie Dr.-Ing. Olaf Ruhle war unverzichtbar.

Ich danke auch der Deutschen Forschungsgemeinschaft für die Aufnahme des Themas in das Forschungsprogramm.

Schließlich danke ich ganz herzlich meiner Frau Susanne sowie meinen beiden Kindern Juliane und Justus für Ihre Unterstützung und auch für Ihre Geduld, ohne die die Vollendung dieser Arbeit nicht möglich gewesen wäre.

Manchester, Mai 2010

Sven Achenbach

1	Einleitung und Ziel der Arbeit	1
1.1	Einführung in die Problematik	1
1.2	HGÜ-Systeme als Quelle von Strom- und Spannungsharmonischen	2
1.3	Netzspannungsunsymmetrien	3
1.4	Abgrenzung der betrachteten technischen Systeme	3
1.5	Beweggründe für die Betrachtung	4
1.6	Zielstellungen	6
2	Erkenntnisstand und Analyse der Aufgabenstellung	7
2.1	Harmonische	7
2.1.1	<i>Berechnungsmodelle</i>	7
2.1.2	<i>Schaltfunktionen</i>	8
2.1.3	<i>Einfluss der Kommutierungswinkel</i>	8
2.1.4	<i>Fazit</i>	9
2.2	Aktive Kompensation von Harmonischen	9
2.3	Diskrete Werte des Zwischenkreisstromes am Beginn und Ende der Kommutierungsintervalle	10
2.4	Kommutierungswinkel	12
3	Grundlagen	14
3.1	Methodischer Ansatz	14
3.2	Allgemeine Voraussetzungen, Annahmen und Festlegungen	14
3.3	Maßgebliche Impedanzen für die Stromaufteilung	17
3.4	Maßgebliche Impedanz für die gleichstromseitigen Stromharmonischen	19
3.5	Leerlauf-Klemmenspannung des Stromrichters	20
3.6	Kommutierungsspannung	21
3.7	Nummerierungssystem der Ventile	21
3.8	Überlappungsformen der Kommutierungsintervalle	22
3.9	Komplexer Spannungsunsymmetriefaktor	24
3.10	Anwendung und Modifikation von Schaltfunktionen	25
3.10.1	<i>Transfer der Netzspannung auf die Gleichstromseite</i>	25
3.10.2	<i>Transfer des Gleichstromes und seiner Harmonischen auf die Netzseite</i>	29

3.11	Verifikation der Ergebnisse	30
3.11.1	<i>Simulationsrechnungen</i>	30
3.11.2	<i>Betrachtungsbeispiel</i>	31
3.11.3	<i>Differenzvektoren</i>	32
4	Harmonische auf der Gleichstromseite	33
4.1	Bildungsgesetz	33
4.2	Charakteristische Harmonische	35
4.3	Nichtcharakteristische Harmonische infolge unsymmetrischer Netzspannungen	35
4.3.1	<i>Betrachtungsweise</i>	35
4.3.2	<i>Komponente 1</i>	35
4.3.3	<i>Komponente 2</i>	36
4.3.4	<i>Berechnungsbeispiel</i>	37
4.3.5	<i>Bewertung der Genauigkeit und Schlussfolgerung</i>	39
4.4	Nichtcharakteristische Harmonische infolge Ansteuermodifikation	39
4.4.1	<i>Bedingungen für die Steuerungsunsymmetrie</i>	39
4.4.2	<i>Komplexer Steuerungsunsymmetriefaktor</i>	40
4.4.3	<i>Betrachtungsweise</i>	41
4.4.4	<i>Komponente 1</i>	41
4.4.5	<i>Komponente 2</i>	42
4.4.6	<i>Berechnungsbeispiel</i>	43
4.4.7	<i>Bewertung der Genauigkeit und Schlussfolgerung</i>	45
5	Diskreter Wert des Zwischenkreisstromes im Zündzeitpunkt	46
5.1	Vorgehensweise	46
5.2	Lösungsansatz	47
5.3	Konstante Gegenspannung	48
5.4	Reale Gegenspannung des HGÜ-Stromrichters	49
5.4.1	<i>Vorbemerkungen</i>	49
5.4.2	<i>Lösung</i>	50
5.4.3	<i>Ideale Glättung</i>	51
5.4.4	<i>Analyse der funktionalen Zusammenhänge</i>	52
5.4.5	<i>Berechnungsbeispiel</i>	52
5.5	Berücksichtigung von Resistanzen	54
5.5.1	<i>Vorbemerkungen</i>	54
5.5.2	<i>Lösung</i>	54
5.6	Unsymmetrische Netzspannungen	55
5.6.1	<i>Vorbemerkungen</i>	55
5.6.2	<i>Lösung</i>	56
5.6.3	<i>Analyse der funktionalen Zusammenhänge</i>	58
5.6.4	<i>Berechnungsbeispiel</i>	59
5.7	Ansteuermodifikation	60
5.7.1	<i>Vorbemerkungen</i>	60

5.7.2	<i>Lösung</i>	62
5.7.3	<i>Analyse der funktionalen Zusammenhänge</i>	64
5.7.4	<i>Berechnungsbeispiel</i>	64
5.8	Unsymmetrische Netzspannungen und gleichzeitige Ansteuermodifikation	66
5.8.1	<i>Vorbemerkungen</i>	66
5.8.2	<i>Analytische Betrachtung</i>	66
5.8.3	<i>Berechnungsbeispiel</i>	67
5.9	Ergebnisse	68
6	Kommutierungswinkel	70
6.1	Vorgehensweise	70
6.2	Konstante Gegenspannung	70
6.3	Reale Gegenspannung des HGÜ-Stromrichters	72
6.3.1	<i>Vorbemerkungen</i>	72
6.3.2	<i>Lösung</i>	72
6.3.3	<i>Ideale Glättung</i>	75
6.3.4	<i>Analyse der funktionalen Zusammenhänge</i>	75
6.3.5	<i>Berechnungsbeispiel</i>	76
6.4	Berücksichtigung von Resistanzen	78
6.4.1	<i>Vorbemerkungen</i>	78
6.4.2	<i>Lösung</i>	78
6.5	Unsymmetrische Netzspannungen	80
6.5.1	<i>Vorbemerkungen</i>	80
6.5.2	<i>Lösung</i>	80
6.5.3	<i>Analyse der funktionalen Zusammenhänge</i>	81
6.5.4	<i>Berechnungsbeispiel</i>	82
6.6	Ansteuermodifikation	85
6.6.1	<i>Vorbemerkungen</i>	85
6.6.2	<i>Lösung</i>	85
6.6.3	<i>Analyse der funktionalen Zusammenhänge</i>	86
6.6.4	<i>Berechnungsbeispiel</i>	87
6.7	Unsymmetrische Netzspannungen und gleichzeitige Ansteuermodifikation	90
6.7.1	<i>Vorbemerkungen</i>	90
6.7.2	<i>Analytische Betrachtung</i>	90
6.7.3	<i>Berechnungsbeispiel</i>	91
6.8	Ergebnisse	92
7	Vertiefende Betrachtung der nichtcharakteristischen Harmonischen auf der Gleichstromseite	95
7.1	Vorbemerkungen	95
7.2	Unsymmetrische Netzspannungen	95

7.3	Ansteuermodifikation	100
7.4	Spannungsunsymmetrie und gleichzeitige Ansteuermodifikation	104
7.4.1	<i>Vorbemerkungen</i>	<i>104</i>
7.4.2	<i>Analytische Betrachtung</i>	<i>104</i>
7.4.3	<i>Berechnungsbeispiel</i>	<i>105</i>
7.5	Ergebnisse	108
8	Harmonische auf der Netzseite	110
8.1	Bildungsgesetz	110
8.2	Charakteristische Harmonische	111
8.3	Nichtcharakteristische Harmonische	112
9	Betrachtungen zur aktiven Kompensation	114
9.1	Vorbemerkungen	114
9.2	Betrachtungsumfang	114
9.3	Grundlagen	114
9.4	Konzeptioneller Vorschlag für die Kompensation der 2. Stromharmonischen	115
9.4.1	<i>Ermittlung der Stellgrößen aus der Netzspannungsunsymmetrie</i>	<i>115</i>
9.4.2	<i>Rückkopplung</i>	<i>118</i>
9.5	Betrachtung der Drehstromseite	118
9.6	Vorschlag zur Weiterentwicklung des Konzeptes	119
9.7	Berechnungsbeispiel zur Kompensation der 2. Harmonischen im Zwischenkreis	120
9.8	Ergebnisse und Schlussfolgerungen	124
10	Zusammenfassung	126
11	Literatur	129
12	Formelzeichen und Abkürzungen	134
13	Anlagenverzeichnis	137

1 Einleitung und Ziel der Arbeit

1.1 Einführung in die Problematik

Hochspannungs-Gleichstrom-Übertragungssysteme (HGÜ) als Fernübertragung (HGFÜ) oder Kurzkupplung (HGK) tragen zur Realisierung und Steuerung von Energieflüssen in elektrischen Energieversorgungssystemen bei. Sie stellen eine technisch hochwertige und weltweit praktizierte Lösung dar, um unter Umgehung der möglicherweise systemgefährdenden Wechselwirkungen zwischen den Drehstromnetzen den Stromhandel zwischen den Verbundsystemen zu ermöglichen und weit entfernte Energieressourcen zu nutzen [1-3]. Dies kann nicht nur ökonomisch, sondern auch ökologisch von Vorteil sein, wie ein in [4] beschriebenes aktuelles Beispiel zeigt.

Neben der verlustarmen Fernübertragung erlauben HGÜ als netz- oder selbstgeführte Stromrichter die Ankopplung asynchroner Netze. Sie können ferner mit Funktionen zur Lastflussregelung, zur Sicherung der Stabilität und zur Spannungshaltung in der Umgebung ihrer Anschlusspunkte im Drehstromnetz ausgestattet werden.

Die Nachteile der netzgeführten Stromrichter liegen im Wesentlichen in ihrem Blindleistungsbedarf und in der von ihnen ausgehenden Spannungsverzerrung.

Demgegenüber kann bei selbstgeführten Stromrichtern der Blindleistungsbedarf bzw. die Blindleistungslieferung in gewissen Grenzen frei geregelt werden. Auch die Emission von Harmonischen lässt sich gegenüber netzgeführten Systemen je nach Typ deutlich reduzieren. Im Bereich großer Leistungen stehen der Verbreitung selbstgeführter Stromrichter jedoch aktuell

- die gegenüber erprobten und robusten Thyristoren aufwändigere Ventiltechnik sowie
- die höheren Verluste [5]

entgegen.

Bei Berücksichtigung der weltweit errichteten HGÜ-Anlagen überwiegen derzeit die mit Thyristorventilen ausgestatteten netzgeführten Stromrichter. Aber auch für zukünftige Anlagen gilt, dass bei der Übertragung großer Energiemengen zwischen relativ starken Energienetzen die ökonomischen Vorteile der netzgeführten Stromrichter gegenüber den systemtechnischen Nachteilen größer sind. Deshalb ist es nach wie vor sinnvoll, die theoretischen Grundlagen netzgeführter HGÜ zu erweitern und das Systemverhalten zu verbessern.

Die Betriebsparameter von HGÜ werden entsprechend der Theorie netzgeführter zwölpulsiger Umrichter mit Stromzwischenkreis ermittelt [6-14]. Zu diesen Parametern gehören die Kommutierungswinkel, deren konventionelle Berechnungsmethode ideal geglätteten Gleichstrom voraussetzt. Diese Voraussetzung impliziert die Gleichheit aller Momentanwerte des Zwischenkreisstromes und aller Ventilkommutierungswinkel jedes Stromrichters. Sie blendet die Existenz von Harmonischen des Zwischenkreisstromes und somit auch deren Einfluss auf die Kommutierungswinkel sowie die Kopplung zwischen Gleich- und Wechselrichter aus.

In der Praxis wird eine ideale Glättung jedoch nicht realisiert. Ein wesentlicher Beitrag dieser Arbeit widmet sich daher der Frage nach den Auswirkungen dieser idealisierten Betrachtungsweise hinsichtlich der Genauigkeit bei der Berechnung

- von bestimmten diskreten Werten des Zwischenkreisstromes,
- der Kommutierungswinkel und
- der gleich- und drehstromseitigen Stromharmonischen.

Eine diesbezügliche Analyse der Harmonischen und der Mechanismen ihrer Entstehung ist vor allem für die Anwendung aktiver Dämpfungsmaßnahmen interessant.

Während aktive Filter Stand der Technik sind [15,16], wurde die Verwendung des HGÜ-Stromrichters zur aktiven Bedämpfung einzelner Harmonischer noch nicht eingehend untersucht. Eine Aufgabe dieser Arbeit ist daher die Beurteilung der Machbarkeit dieses Ansatzes und ein konzeptioneller Vorschlag für eine entsprechende Regelung.

1.2 HGÜ-Systeme als Quelle von Strom- und Spannungsharmonischen

Die von der Natur her nichtlineare Betriebsweise der netzgeführten Stromrichter führt zur Emission von Stromharmonischen im Zwischenkreis sowie auf der Drehstromseite der Stromrichter.

Auf der Gleichstromseite wirkt jeder Stromrichter als Quelle von Spannungsharmonischen, die der Gleichspannung überlagert werden. Die Spannungsharmonischen beider Stromrichter verursachen harmonische Spannungsabfälle über der Gesamtimpedanz des Zwischenkreises, welche entsprechende Stromharmonische zur Folge haben.

Die an der Drehstrom-Sammelschiene einer HGÜ-Station messbare Spannungsverzerrung folgt aus den Oberschwingungsströmen und der frequenzabhängigen Gesamtimpedanz aus der Parallelschaltung von Netz und Filterkreisen [14]. Die ins Netz fließenden Stromharmonischen sind Ursache für die von HGÜ ausgehenden *Netzrückwirkungen*. Eine Erläuterung dieser Problematik befindet sich in Anl. 1. Informationen zum Einsatz von Filtern in HGÜ-Anlagen befinden sich in Anl. 2.

Ursächlich für die normalerweise dominierenden *charakteristischen Harmonischen* (entsprechend [17]) ist die durch die Abfolge des zyklischen Schaltens und Kommutierens der Ventile bedingte Pulsigkeit.

Während charakteristische Harmonische für den Stromrichter typische und deshalb unvermeidbare Harmonische sind, werden *nichtcharakteristische Harmonische* unter idealen Bedingungen (*Tabelle 1.1*) nicht erzeugt [17,18]. Die Klassifizierung „charakteristisch“ und „nichtcharakteristisch“ für die gleich- und drehstromseitigen Harmonischen wird daher im Folgenden entsprechend [17,18 bzw. 19] angewendet.

In der Praxis sind gleichwohl nie ideale Bedingungen zu finden, so dass vom Stromrichter stets auch nichtcharakteristische Harmonische erzeugt werden. Die für die Herausbildung von nichtcharakteristischen Harmonischen wesentlichen Gründe sind in *Tabelle 1.1* angegeben. Weitere hier nicht genannte Mechanismen finden sich in [20]. Einen Überblick über die Quellen nichtcharakteristischer Harmonischer gibt [21].

Tabelle 1.1 Ideale Bedingungen und wesentliche Ursachen für die Herausbildung von nichtcharakteristischen Harmonischen in der Praxis

	Ideale Bedingungen	Wesentliche Abweichungen in der Praxis
1	symmetrische Spannungen	Spannungsunsymmetrien
2	sinusförmige Spannungen	vorhandene Spannungsharmonische in den Netzen („Background“-Harmonische)
3	äquidistante Zündung der Ventile	nichtäquidistante Zündfolgen
4	symmetrische Impedanzen mit linearer Strom-Spannungs-Charakteristik	unsymmetrische Impedanzen und Übersetzungsverhältnisse, einschließlich der Auswirkungen von Streukapazitäten; Nichtlinearitäten zum Beispiel infolge von Sättigungserscheinungen
5	Kopplungsfreiheit der elektrischen Systeme	eingekoppelte Harmonische (vor allem mit Grundfrequenz) in gleichstromseitige Freileitungsabschnitte

Die größten *nichtcharakteristischen* Strom- und Spannungsharmonischen erzeugen HGÜ-Stromrichter als Folge von *unsymmetrischen Netzspannungen*. Unter diesen Harmonischen weisen insbesondere die 2. Harmonische auf der Gleichstromseite sowie die 3. Harmonische (Mitsystem – nicht infolge Kernsättigung) und das Gegensystem der Grundharmonischen auf der Drehstromseite die mit Abstand größten Amplituden auf. Die 2. Stromharmonische kann unter ungünstigen Bedingungen das Spektrum der gleichstromseitigen Harmonischen sogar dominieren, da die maßgebliche harmonische Impedanz in der Regel wesentlich kleiner ist, als die der charakteristischen Harmonischen.

Alle durch andere Ursachen bedingten nichtcharakteristischen Harmonischen sind - außer bei ausgeprägten Resonanzfällen – unter normalen Bedingungen deutlich kleiner. Sie werden - abgesehen von bestimmten nichtäquidistanten Zündfolgen - in dieser Arbeit nicht betrachtet.

1.3 Netzspannungsunsymmetrien

Unsymmetrien der Netzspannung können durch unsymmetrische oder unsymmetrisch verteilte Lasten und durch ungenügend verdrillte Drehstrom-Freileitungen verursacht werden. Sie sind gelegentlich aber auch die Folge von (entfernten) Fehlern im Energiesystem. Aufgrund der Übertragungseigenschaften der Stromrichtertransformatoren ist für den HGÜ-Betrieb nur die Gegensystem-Spannungsunsymmetrie relevant. Unter „Spannungsunsymmetrie“ soll daher nachfolgend die durch das Gegensystem $\underline{U}_{(2)}$ der Netzspannung bedingte Unsymmetrie verstanden werden. Obwohl in IEC- und IEEE-Standards nicht festgelegt, werden in Hochspannungsnetzen in der Regel stationäre Gegensystem-Spannungsunsymmetrien bis zu maximal 2% zugelassen [18,21].

Aber schon die von Unsymmetrien in normaler Größenordnung von 0,25% bis 1% [17] verursachte 2. bzw. 3. Harmonische kann – insbesondere bei Gefahr einer Resonanzverstärkung - die Installation eines zusätzlichen aktiven oder passiven Filters oder eine zusätzliche Abstimmfrequenz eines mehrfach abgestimmten Filters erfordern.

1.4 Abgrenzung der betrachteten technischen Systeme

Ein wesentlicher Unterschied zwischen HGFÜ- und HGK-Anlagen besteht im Aufbau des Zwischenkreises. Während Gleich- und Wechselrichter bei HGFÜ durch Kabel oder Freileitungen oder Kombinationen aus beiden miteinander verbunden sind, besteht diese Verbindung bei HGK nur aus kurzen Stromschienen. Beiden Anlagentypen gemeinsam sind das Vorhandensein von Glättungsinduktivitäten. Zur Vermeidung der elektromagnetischen Störung von Anlagen, die sich im Bereich der Gleichspannungstrasse befinden, sind bei HGFÜ im Falle des Vorhandenseins von Freileitungsabschnitten normalerweise gleichstromseitig Filter installiert [14].

Filter, Freileitungen und Kabel sind Elemente, deren Quer-Kapazitäten für eine Aufteilung der Stromharmonischen im Zwischenkreis sorgen. Sie tragen somit zur Entkopplung von Gleich- und Wechselrichter bei. Dadurch wird eine elementare Beschreibung der grundlegenden Zusammenhänge zwischen diskreten Werten des Zwischenkreisstromes, Kommutierungswinkeln, Harmonischen und den Systemparametern erschwert. Der erste Schritt bei der Abkehr von der idealisierten Betrachtungsweise sollte jedoch darin bestehen, in einer möglichst überschaubaren Art und Weise die wichtigsten funktionalen Abhängigkeiten zu beschreiben.

Deshalb gelten die nachfolgenden Ausführungen und die in dieser Arbeit entwickelten funktionalen Beziehungen allgemein für *konventionelle netzgeführte zwölfpulsige Umrichter mit Stromeinprägung ohne kapazitive Querglieder*, das heißt nur mit rein induktiver Glättung (Bild 1.1). Der Schwerpunkt der praktischen Anwendbarkeit liegt somit zunächst bei Kurzkupplungen (HGK). Die Gültigkeit für HGFÜ ist aus den oben genannten Gründen - in Abhängigkeit von der konkreten Parameterkonstellation - mit bestimmten Einschränkungen zu betrachten. Es werden keine HGÜ-Mehrpunktsysteme berücksichtigt.

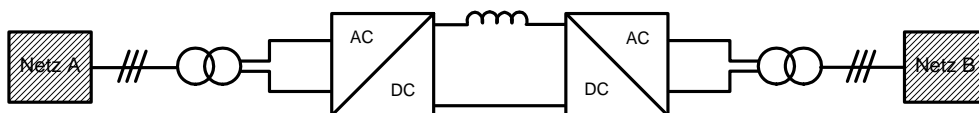


Bild 1.1 Zwischenkreisumrichter mit eingepägtem Strom

Die Mehrzahl der projektierten und installierten HGÜ verbinden Netze mit gleicher Grundfrequenz. Verbindungen von 50 Hz-Netzen mit 60 Hz-Netzen erfordern eine sehr gute Gleichstromglättung, um Zwischenharmonische weitgehend zu vermeiden. Deshalb sind dort - im Vergleich zu 50/50Hz- bzw. 60/60Hz-Verbindungen - deutlich kleinere Differenzen zwischen den Momentanwerten des Zwi-

schonkreisstromes und dem ideal geglätteten Wert zu erwarten. Daraus resultieren kleinere Fehler bei der Ermittlung der Kommutierungswinkel sowie generell kleinere Harmonische auf der Gleichstromseite. Aus diesem Grund ist die in dieser Arbeit vorgenommene Begrenzung der Betrachtung auf *Hochspannungs-Gleichstrom-Verbindungen gleichfrequenter Netze* keine wesentliche Einschränkung.

Transiente und dynamische Vorgänge sowie Wechselwirkungen mit der Strom- und Spannungsregelung werden nicht berücksichtigt.

1.5 Beweggründe für die Betrachtung

Ein Überblick über den Aufbau von HGÜ sowie über die Aufteilung der Errichtungskosten ist in Anl. 3 zu finden. Es ist erkennbar, dass jene Anlagenkomponenten, welche zur Blindleistungskompensation und zur Filterung der Harmonischen auf der Drehstromseite benötigt werden, einen wesentlichen Anteil an diesen Kosten haben.

Die gesamten Investitionskosten werden für HGK auf der Basis der Zahlen von 1992 in [22] leistungsabhängig zwischen 100\$ und 250\$ je kW Übertragungsleistung angegeben zuzüglich etwa 10\$ je kVAr zu kompensierende Blindleistung. Bei Berücksichtigung einer jährlichen Kostensteigerung von 2,5% folgen daraus für das Jahr 2005 für eine HGK mit 600MW die in *Tabelle 1.2* angegebenen Kosten.

Tabelle 1.2 Geschätzte Investitionskosten einer HGK mit 600MW (in Mill. \$; 2005)

Gesamt	Blindleistungskompensation (240...360MVar)	Glättungsdrossel (je Einheit)
100...140	6...10	0,2...1,4

Es sei jedoch darauf hingewiesen, dass der tatsächliche Kostenaufwand für die Blindleistungskompensation und Filterung auf der Drehstromseite relativ stark schwanken kann. Wesentliche Einflussfaktoren sind:

- Höhe der Netzspannung,
- Anzahl der Filter bzw. Kondensatorbänke,
- Anforderungen hinsichtlich der zulässigen Spannungsverzerrung – insbesondere auch bei niederfrequenten Harmonischen,
- Netzbesonderheiten sowie regionale oder spezielle Anforderungen.

Allgemein gilt, dass der Aufwand für Filter deutlich größer als für reine Kondensatorbatterien ist.

Die Kosten für Filter auf der Gleichspannungsseite liegen in ähnlicher Größenordnung. Sie sind stark abhängig von der Höhe der Gleichspannung und der äquivalenten Grundschwingungsblindleistung, das heißt jener Blindleistung, die sich am Drehstromnetz ergeben würde.

Passive Filter, welche auf niederfrequente Harmonische abgestimmt werden, sind aus den in Anl. 2 (Kap. A2.3) für das Beispiel der 3. Harmonischen genannten Gründen häufig deutlich teurer, als bei Abstimmung auf Harmonische mit höheren Ordnungszahlen.

Neben den ökonomischen gibt es technische Nachteile beim Einsatz passiver Filter (Anl. 2, Kap. A2.3).

Als Alternative zur passiven Filterung der durch Netzspannungsunsymmetrien bedingten 2. Harmonischen des Zwischenkreisstromes und der 3. Harmonischen des Stromes auf der Drehstromseite (Kap. 1.2) ist eine aktive Dämpfung mittels einer Modifikation der Ansteuerung des HGÜ-Stromrichters denkbar.

Wenn eine aktive Dämpfung mittels Ansteuermodifikation in ausreichendem Maße die vom Stromrichter ausgehende 2. bzw. 3. Harmonische verringern könnte,

- *würden die Kosten der gleich- und drehstromseitigen Filter durch Einsparung einer Filterstufe oder Abstimmung auf höherfrequente Harmonische deutlich - gegebenenfalls um ein Viertel - verringert werden;*
- *würden potentielle Resonanzen bei der 2. Harmonischen im Zwischenkreis oder bei der 3. Harmonischen im Netz nicht oder nur in geringem Maß angeregt.*
- *kann gegebenenfalls die Installation von Blockierungsfilttern (in Reihe zum Hauptstromkreis geschaltete Filter, siehe Anl. 2) vermieden werden;*
- *würde sich die Gefahr des Stromlückens verringern. Dies ermöglicht eine Verkleinerung der Glättungsdrossel oder eine Verringerung der Minimallast.*

Eine Verringerung der Minimallast von HGÜ verbessert die Betriebsführung der Drehstromnetze durch:

- die Vergrößerung des Regelbereiches der Leistungsabnahme bzw. -einspeisung,
- die Verringerung des Lastsprungs beim Ein- und Ausschalten und beim Energierichtungswechsel.

Der Anteil der Kosten für die Glättungsdrosseln an den Gesamtkosten je Station und Pol schwankt in einem relativ großen Bereich (*Tabelle 1.2*). Wesentliche Kostenfaktoren für die Glättungsdrossel sind ihre Baugröße, die Höhe der Gleichspannung und ihre Ausführung als Luftkern- oder Öldrossel. Die Baugröße ergibt sich aus der äquivalenten Grundschwingungsblindleistung, welche die Größe des Gleichstroms und der Induktivität erfasst.

Die Induktivität der bei HGK eingesetzten Glättungsdrosseln ist im Vergleich zu den bei HGFÜ verwendeten Einheiten in der Regel kleiner. Dies resultiert aus den unterschiedlichen Aufgaben, die Glättungsdrosseln bei HGK und HGFÜ haben sowie aus unterschiedlichen Kurzschlussimpedanzen der Stromrichtertransformatoren. Bedingt durch die bei HGK vorhandenen höheren Ströme kann trotzdem eine Grenze der Baufähigkeit von Luftkern-Drosseln erreicht werden. Sind größere Drosseln erforderlich, gibt es einen Kostensprung, da in diesem Fall eine Serienschaltung einer zweiten Luftkern-Drossel oder der Einsatz einer vergleichsweise teuren Öldrossel notwendig wird.

Die 3 wichtigsten Aufgaben der Glättungsdrossel bei HGK sind die Begrenzung des Stromanstiegs im Fehlerfall sowie der harmonischen Kopplung zwischen Gleich- und Wechselrichter, und das Vermeiden des Stromlückens. Je kleiner die Induktivität der Glättungsdrossel und der Zwischenkreisstrom bei Minimallast sind, desto größer ist die Gefahr des Stromlückens - insbesondere bei auftretender Netzspannungsunsymmetrie. Dies gilt prinzipiell auch für HGFÜ, jedoch führen hier weitere Aufgaben, wie die Vermeidung von Resonanzproblemen und von Interferenzen mit trassennahen Anlagen, zumeist zu den oben erwähnten höheren Induktivitätswerten [8,13].

Im Lückbetrieb erfolgt ein Nachzünden der Thyristoren. Aufgrund der kleinen Ventilspannung beim Wiedereinschalten und der vorhandenen Spannungsfehlverteilung im Ventil werden möglicherweise nicht alle Ventile sofort gezündet. Es besteht dann die Möglichkeit, dass mehrere Thyristoren je Ventil über Schutzzündung einschalten, was zu hohen Einschaltverlusten führt. Ein Lückbetrieb über einige wenige Sekunden hinaus ist deshalb unbedingt zu vermeiden.

Die diskreten Stromwerte am Beginn und Ende der Kommutierungsintervalle sind die Unstetigkeitsstellen im Verlauf des Zwischenkreisstromes. Mindestens einer dieser Werte stellt zugleich den kleinsten Momentanwert dieses Stromes.

In jenen Fällen, in denen die Lückgefahr die Größe der Glättungsdrossel bestimmt, kann die Kenntnis der diskreten Stromwerte am Beginn und Ende der Kommutierungsintervalle einen wichtigen Beitrag zu einer sachgerechten und somit auch ökonomischen Auslegung der Glättungsdrossel liefern.

Die Gesamtleistung der für die Blindleistungskompensation je Drehstromseite zu installierenden Filter und Kondensatorbänke richtet sich gewöhnlich nach dem bei maximaler Leistung zu erwartenden Blindleistungsbedarf des Stromrichters. Dieser ist unter anderem von den Kommutierungswinkeln abhängig. Er ist normalerweise außerdem im Wechselrichterbetrieb höher als im Gleichrichterbetrieb.

Obwohl bei hoher Last aufgrund der geringeren Welligkeit des Zwischenkreisstromes die Differenzen zwischen den nach der konventionellen Methode berechneten und den tatsächlich sich einstellenden Kommutierungswinkeln tendenziell kleiner als im Teillastbetrieb sind, so können dennoch Abweichungen zwischen berechnetem und tatsächlichem Blindleistungsbedarf auftreten, die oberhalb der Messtoleranz liegen. Ist der Blindleistungsbedarf höher als bei der Auslegung berücksichtigt, sind gegebenenfalls kostspielige Nachbesserungen unvermeidlich. Eine möglichst genaue Berechnung der benötigten Blindleistung des Stromrichters ist daher notwendig, um eine optimale Auslegung zu erreichen und um Fehlinvestitionen zu vermeiden. Entsprechende Betrachtungen müssen bei der Auslegung von Filter- und Kondensatorbänken für zahlreiche Lastfälle sowie verschiedene Netz- und Anlagenkonfigurationen im gesamten Spannungs- und Frequenzband geführt werden. Aufgrund des Umfangs der Untersuchungen sind dafür Simulationen im Zeitbereich wesentlich weniger geeignet als analytische Berechnungen.

Die Gleichspannung einer HGÜ wird normalerweise vom Wechselrichter mit Hilfe des Löschwinkels geregelt. Die Berechnung des Löschwinkels erfolgt aus Zünd- und Kommutierungswinkel.

Da die Freiwerdezeit des Thyristors keine konstante Größe ist, sondern abhängig ist von der Temperatur, vom vorausgegangenen Durchlassstrom, vom zeitlichen Verlauf der Stromänderung und vom Verlauf und der Höhe der wiederkehrenden Vorwärtsspannung, ist in der Praxis stets eine gewisse Löschwinkelreserve vorgesehen [14]. Diese deckt kleinere Schwankungen des Kommutierungswinkels normalerweise ab. Bei größeren Abweichungen zwischen berechnetem und tatsächlichem Wert kann es passieren, dass der Thyristor seine Sperrfähigkeit vor Beginn der wiederkehrenden Vorwärtsspannung noch nicht erreicht hat. Er würde in diesem Fall in den Durchlasszustand kippen und somit einen Kommutierungsfehler hervorrufen.

Sehr genaue Kommutierungswinkel auch bei hoher Welligkeit des Zwischenkreisstromes können daher dazu beitragen, Kommutierungsfehler im Wechselrichterbetrieb eines HGÜ-Stromrichters zu vermeiden. In starken Netzen kann dadurch gegebenenfalls die Löschwinkelreserve verringert werden. Eine Verkleinerung des Löschwinkels verringert den Blindleistungsbedarf und in den meisten Fällen auch die Amplituden der vom Wechselrichter ausgehenden gleichstromseitigen Harmonischen [7,8].

Je genauer die Kommutierungswinkel bei Netzspannungsunsymmetrien berechnet werden können, desto genauer lassen sich zudem die damit verbundenen Harmonischen auf der Gleich- und Drehstromseite rechnerisch bestimmen.

Der wirtschaftliche Gewinn durch eine genauere Bestimmung und gegebenenfalls Verringerung des Blindleistungsbedarfs und der vom Stromrichter ausgehenden Harmonischen ergibt sich aus der Auslegung der Filter- und Kompensationselemente. Die Vermeidung von Kommutierungsfehlern wirkt sich positiv auf die Anlagenzuverlässigkeit und Anlagenverfügbarkeit aus.

1.6 Zielstellungen

Aus Kap. 1.5 können unter Berücksichtigung der Wechselwirkungen zwischen Harmonischen, Momentanwertverlauf und Kommutierungswinkeln die unten genannten 4 Ziele dieser Arbeit abgeleitet werden. Für die Analyse des Zwischenkreisstromes werden nur dessen größte Oberschwingungen und die Mechanismen zu deren Entstehung betrachtet. Dies sind die charakteristischen und die durch Netzspannungsunsymmetrie bedingten niederfrequenten nichtcharakteristischen Harmonischen. Zusätzlich müssen die Auswirkungen der Ansteuermodifikation einbezogen werden.

- (1) *Verfahren zur Entwicklung analytischer Gleichungen für die Ermittlung der diskreten Werte des Zwischenkreisstromes am Beginn und Ende der Kommutierungsintervalle*
- (2) *Verfahren zur Entwicklung analytischer Gleichungen für die genauere Ermittlung der Kommutierungswinkel*
- (3) *Einheitliches und hinreichend genaues mathematisches Modell zur Berechnung der durch Spannungsunsymmetrie sowie der durch ausgewählte Zündmuster verursachten Harmonischen*
- (4) *Untersuchung der Kompensierbarkeit der durch Spannungsunsymmetrie bedingten nichtcharakteristischen 2. bzw. 3. Harmonischen durch gezielt nichtäquidistantes Ansteuern der Ventile.*

2 Erkenntnisstand und Analyse der Aufgabenstellung

2.1 Harmonische

2.1.1 Berechnungsmodelle

Für die Berechnung der von zwölfpulsigen thyristorgesteuerten Umrichtern verursachten gleich- und drehstromseitigen Harmonischen werden in der Literatur verschiedene vereinfachende Annahmen vorgeschlagen. Eine Übersicht der gebräuchlichen Modelle liefert [23], wobei auch Kriterien zur Auswahl gegeben werden. In [24] wird eine grobe Einteilung nach 3 *grundlegenden Annahmen für die Modellbildung* vorgenommen (*Tabelle 2.1*).

Tabelle 2.1 Häufig verwendete Annahmen für die Bestimmung der Strom- und Spannungsharmonischen

Annahmen	(1)	(2)	(3)
Zwischenkreisstrom	ideal geglättet		Glättung mit endlicher Induktivität im Zwischenkreis
Kommutierung	augenblickliche Kommutierung	Kommutierungsintervall	
Ventilstrom	rechteckförmig	unterschiedliche Verläufe (z. Bsp. vereinfacht trapezförmig)	

Basierend auf diesen grundlegenden Annahmen werden sowohl charakteristische als auch nichtcharakteristische Harmonische berechnet.

Während die Anwendung der Annahmen nach (1) in *Tabelle 2.1* für die niederfrequenten charakteristischen Harmonischen noch brauchbare Ergebnisse liefert, ist sie zur Berechnung von nichtcharakteristischen Harmonischen nur für spezielle Parameterkonstellationen geeignet oder stellt nur für Teileffekte interpretierbare Ergebnisse bereit. So werden zum Beispiel in [25] und [26] die Auswirkungen nichtäquidistanter Zündung auf die nichtcharakteristischen Harmonischen ohne Berücksichtigung der Welligkeit des Zwischenkreisstromes betrachtet.

Eine Modellbildung mit den Annahmen nach (2) in *Tabelle 2.1* berücksichtigt den Kommutierungsvorgang unter Anwendung unterschiedlicher Strom- und Spannungsverläufe. Bei einer vereinfachten Abbildung dieser Verläufe während der Kommutierung ist eine relativ unkomplizierte Berechnung der Harmonischen möglich. Dennoch werden für viele Anwendungsfälle ausreichend genaue Ergebnisse erzielt. Voraussetzung ist allerdings die Kenntnis der Länge der Kommutierungsabschnitte.

Diese Vorgehensweise ist weit verbreitet, wie die zur Berechnung der charakteristischen Harmonischen in [7,8,10 und 13] angegebenen Gleichungen zeigen.

Die analytische Berechnung nichtcharakteristischer Harmonischer auf der Basis der Annahmen nach (2) ist jedoch nur für tatsächlich gut geglätteten Zwischenkreisstrom sinnvoll, da in der Praxis die Welligkeit des Zwischenkreisstromes einen recht großen Einfluss auf diese Harmonischen hat. Im Unterschied zur Modellbildung mit den Annahmen nach (1) kann nun gegebenenfalls auch der Einfluss unterschiedlicher Kommutierungswinkel auf die nichtcharakteristischen Harmonischen berücksichtigt werden.

Einer Modellbildung mit den Annahmen nach (3) in *Tabelle 2.1* können verschiedene analytische Verfahren zur Erfassung der Strom- und Spannungsverläufe auf beiden Seiten des Stromrichters zugeordnet werden. Die Berechnung erfordert zum Teil sehr komplexe analytische Gleichungen oder iteratives Vorgehen. Deshalb wird häufig alternativ auf Simulationen zurückgegriffen, wie zum Beispiel in [27] für eine HGÜ dokumentiert.

Als Beispiel für eine analytische Herangehensweise sei das Vorgehen genannt, den Strom- oder Spannungsverlauf im Zwischenkreis in der Zeitebene abschnittsweise darzustellen, um mittels Spektralanalyse die entsprechenden Harmonischen zu ermitteln [28-30]. Das gleiche Vorgehen ist auch für die

Netzseite anwendbar. Wenn nur Harmonische mit sehr niedrigen Frequenzen bestimmt werden sollen, reichen dazu wenige diskrete Werte aus dem Strom- oder Spannungsverlauf aus. Dafür können zum Beispiel beim Zwischenkreisstrom die analytisch berechneten Momentanwerte am Beginn der Kommutierungsintervalle verwendet werden [31].

Andere analytische Verfahren, die ebenfalls der Modellbildung mit den Annahmen nach (3) zugeordnet werden können, sind in [32-34] beschrieben.

Die hier genannten Verfahren, welche auf den Annahmen nach (3) basieren, haben jedoch aufgrund des Umfangs der Gleichungen bzw. der Rechenschritte den Nachteil, dass die physikalischen Zusammenhänge und die funktionalen Beziehungen zwischen verschiedenen Parametern nicht oder nur schwer zu erkennen sind.

2.1.2 Schaltfunktionen

Ein sehr effektives Verfahren zur Berechnung sowohl charakteristischer als auch nichtcharakteristischer Harmonischer mit oder ohne Berücksichtigung der gleich- bzw. drehstromseitigen Welligkeit ist die Anwendung von Schaltfunktionen [35,36]. Diese Funktionen bilden den Zeitverlauf der 3 Schaltzustände EIN, AUS und KOMMUTIERUNG ab. Je nachdem, welche Vereinfachungen der Schaltfunktionen vorgenommen werden und welche Annahmen für den Zwischenkreisstrom gelten, kann dieses Verfahren der Modellbildung mit den Annahmen nach (1), (2) oder (3) (*Tabelle 2.1*) zugeordnet werden.

Durch eine Faltung der stufenförmigen Spannungsschaltfunktionen mit den Spannungsverläufen im Netz und die anschließende Addition der für die Phasen ermittelten Ergebnisse wird die Verknüpfung zum Spannungsverlauf an den gleichstromseitigen Klemmen des Stromrichters hergestellt. Für die Konvertierung des Stromes vom Zwischenkreis auf die Netzseite werden oft trapezförmige Stromschaltfunktionen verwendet.

Die Abbildungsgenauigkeit der Schaltfunktionen wie auch der Grad der Berücksichtigung netz- und gleichstromseitiger Harmonischer bestimmt den Rechenaufwand und ist entsprechend der Problemstellung zu wählen. Durch eine Kopplung der Schaltfunktionen beider Stromrichter einer HGÜ lässt sich der Transfer der Harmonischen von einem Netz zum anderen beschreiben [37]. Falls notwendig, kann des Weiteren in mehreren iterativen Rechenschritten auch der Einfluss der vom Stromrichter verursachten Netzzrückwirkungen auf den Stromrichter selbst berechnet werden.

Mit analogen Impedanz-„Schalt“-Funktionen lassen sich Impedanz-Änderungen, zum Beispiel der Kommutierungsimpedanz, im stationären Betrieb beschreiben [38].

2.1.3 Einfluss der Kommutierungswinkel

In zahlreichen Arbeiten zum Themengebiet „Harmonische bei netzgeführten Stromrichtern“, welche Verfahren mit den Annahmen nach (2) und (3) (*Tabelle 2.1*) beschreiben, werden die Kommutierungswinkel entweder als bekannt vorausgesetzt [37], aus Iterationen [39] oder numerischen Verfahren [20] gewonnen oder es werden zur Ermittlung dieser die auf der konventionellen Stromrichtertheorie beruhenden Gleichungen verwendet [35,38,40-42].

Da die Kommutierungswinkel Einfluss auf die Beträge sowie die Phasenwinkel der Harmonischen haben [7,8,14], können ungenau ermittelte Kommutierungswinkel bei vektorieller Addition von harmonischen Strom- und Spannungszeigern die Genauigkeit des Ergebnisses stark verschlechtern.

Während für die charakteristischen Harmonischen der Mittelwert der Kommutierungswinkel aller Ventile maßgebend ist, sind für die nichtcharakteristischen Harmonischen außerdem die Abweichungen einzelner Ventilkommütierungswinkel vom Mittelwert von Bedeutung [35,43,44]. Die Genauigkeit der mathematischen Modellierung des Verhaltens von Stromrichtern in Bezug auf die Generierung von Harmonischen ist somit - neben anderen Faktoren - von der Genauigkeit der Abbildung der Kommutierungswinkel abhängig. Die Bedeutung dieser Abhängigkeit nimmt mit steigender Frequenz der zu berechnenden Harmonischen zu.

2.1.4 Fazit

Es erscheint nicht sinnvoll, den zahlreichen Verfahren zur Ermittlung der von einem HGÜ-Stromrichter emittierten Harmonischen weitere hinzuzufügen, denn für die Berechnung der Harmonischen gilt allgemein: Je genauer und je allgemeingültiger die Modellierung, desto komplexer und aufwändiger ist die mathematische Beschreibung.

Andererseits wurde bisher nicht detailliert betrachtet, welche Verbesserungen der Rechengenauigkeit der Harmonischen durch die besondere Berücksichtigung von ungleichen Ventilkommutierungswinkeln und allgemein durch die Erhöhung der Genauigkeit der Kommutierungswinkel erzielbar sind. Besonders interessant ist dies für die durch Spannungsunsymmetrien bedingten niederfrequenten nichtcharakteristischen Harmonischen von HGÜ, denn deren Amplituden sind relativ groß. Im Hinblick auf eine aktive Dämpfung (Kap. 2.2) gilt dies auch für jene Harmonischen, die durch bestimmte nichtäquidistante Zündfolgen bedingt sind.

2.2 Aktive Kompensation von Harmonischen

Eine Ursache für die Emission nichtcharakteristischer Harmonischer ist eine nichtäquidistante Zündfolge der Ventile (Tabelle 1.1).

Kleine Verschiebungen der Zündzeitpunkte wurden in älteren Anlagen infolge des Bezuges der Ventiltzündung auf den vorangegangenen Spannungsnulldurchgang vor allem durch unsymmetrische Spannungen verursacht. Die Abweichungen von den äquidistanten Ideal-Zündzeitpunkten lagen gewöhnlich im Bereich $\pm 1^\circ$ bis $\pm 2^\circ$ [7], im Extremfall bis $\pm 3^\circ$ [45]. Das moderne Äquidistant Puls Control (EPC)-Verfahren senkt die Größe der Zündtoleranzen zwischen den Ventilen auf weniger als $\pm 0,05^\circ$ ab. Diese werden nun vor allem durch Schwingungen im elektronischen Steuersystem, durch die Welligkeit des rückgeführten Stromsignals, ungleiche Signallaufzeiten und durch Toleranzen der Zündvorgänge bei den Thyristoren hervorgerufen [13]. Fehlfunktionen der Ansteuerung, die gegebenenfalls relativ große Abweichungen vom vorgegebenen Zündwinkel zur Folge haben können, werden normalerweise im Dauerbetrieb nicht toleriert.

Allgemein kann festgestellt werden, dass die technisch bedingten Abweichungen von der Äquidistanz im Laufe der Entwicklung der HGÜ durch Verringerung der Toleranzen bei der Signalerfassung, -generierung, -übertragung und bei der Zündung der Ventile deutlich verringert werden konnten, so dass dieses Problem bei neueren Anlagen weitgehend gelöst ist.

Andererseits steht die Frage im Raum, ob und in welchem Maße durch eine gezielt nichtäquidistante Ventilansteuerung (Ansteuermodifikation) eine Kompensation der durch Spannungsunsymmetrie bedingten Harmonischen möglich wäre. Dafür müssen

- (a) die Größenordnung der dafür notwendigen Abweichungen von der Äquidistanz ermittelt und damit die Machbarkeit generell geklärt werden;*
- (b) ein Algorithmus zur Berechnung eines geeigneten Zündmusters gefunden und*
- (c) die Auswirkungen auf das Spektrum der Harmonischen untersucht werden.*

Die aktive Kompensation setzt relativ genaue Modelle zur betrags- und phasenrichtigen Ermittlung von Harmonischen und deren Teilkomponenten voraus. Dies erstreckt sich nicht nur auf die durch Netzspannungsunsymmetrie verursachten Anteile sondern auch auf die durch die Ansteuermodifikation selbst bedingten Beiträge.

Die Kompensation von nichtcharakteristischen Harmonischen mittels einer gezielt nichtäquidistanten Ansteuerung von HGÜ-Stromrichtern wurde, ohne ein konkretes Verfahren vorzuschlagen, schon in [26] als Möglichkeit angegeben. Dies erfolgte als Ergebnis der Beobachtung, dass sich hinreichend kleine Einflüsse mit unterschiedlichen physikalischen Ursachen näherungsweise linear überlagern. Es wurde auch auf die Tatsache hingewiesen, dass die bezüglich eines Störeinflusses erreichten Verbesserungen meist mit Verschlechterungen bei anderen Störeinflüssen einhergehen. So können erhöhte Pegel der Harmonischen höherer Frequenzen verursacht werden, die jedoch bei passender Auslegung der Filter nicht zwangsläufig im Netz in Erscheinung treten.

Eine Modifikation der Ansteuerung mit dem Ziel der Verringerung von netz- und gleichstromseitigen Harmonischen wurde auch in [46] betrachtet. Das Prinzip des dort vorgestellten Verfahrens beruht auf der Beobachtung eines teilweise linearen Zusammenhangs zwischen netz- und gleichstromseitigen Spannungsharmonischen und von Harmonischen in der für die Ventilansteuerung verwendeten Steuerungsspannung. Dieses Verfahren ist wegen der bei modernen Anlagen installierten „Equidistant pulse control“ (EPC) nicht anwendbar. Darüber hinaus wird in [46] die praktische Anwendbarkeit wegen inhärenter Nichtlinearitäten des Verfahrens und damit verbundenen zusätzlichen Harmonischen und Gleichstromanteilen in den Transformatorwicklungen (Gefahr der Kernsättigung) in Frage gestellt.

In [47] wird gezeigt, dass eine Kompensation der durch Netzspannungsunsymmetrie bedingten 2. Stromharmonischen im Zwischenkreis durch Modifikation der Ansteuerung möglich ist. Das für einen zwölfpulsigen Stromrichter mit angenommener konstanter Gegenspannung angegebene Modell erfordert jedoch

- aufgrund der Betrachtung von für Hochspannungsnetze unrealistisch hohen Netzspannungsunsymmetrien bis 15% und
- wegen der Verwendung von individuellen Ventilzündwinkeln, welche sich auf die Spannungsnulldurchgänge beziehen,

eine numerische Lösung zur Berechnung des Zündmusters. Die numerische Lösung der mit dem Problem verbundenen transzendenten Gleichungen erfolgt über einen Cauchy-Ansatz. Entsprechend den Ausführungen in [47] ist nur eine Off-Line-Lösung für Nominalzündwinkel möglich. Diese dürfen überdies nicht kleiner als 60° sein. Im Hinblick auf HGÜ sind solche Zündwinkel jedoch nur in Ausnahmefällen praktisch relevant. Aus Gründen des Blindleistungsverbrauchs, der Generierung von Harmonischen und der Ventilverluste sind die im normalen HGÜ-Betrieb häufig verwendeten Zündwinkel von 12° - 18° (Gleichrichter) deutlich kleiner. Die Ermittlung der im Rechenverfahren verwendeten Kommutierungswinkel erfolgt in diesem Beitrag unter Berücksichtigung unsymmetrischer Zündwinkel sowie unsymmetrischer Kommutierungsspannungen und -reaktanzen. Obwohl in [47] eine deutlich sichtbare Welligkeit des Zwischenkreisstromes abgebildet ist, wird für die Berechnung der Kommutierungswinkel von einem ideal geglätteten Zwischenkreisstrom ausgegangen.

Ein Weiterverfolgen dieses Ansatzes erscheint wenig sinnvoll. Deshalb wird in dieser Arbeit eine andere Lösungsstrategie gewählt. Im Gegensatz zu [47] werden nachfolgend realistische Netzspannungsunsymmetrien bis 2% vorausgesetzt und es werden nicht die Zündwinkel, sondern die Abweichungen $\Delta\alpha$ zum Nominalzündwinkel α betrachtet. Damit wird, ohne Beschränkungen des Nominalzündwinkels unterworfen zu sein, eine Lösung der transzendenten Gleichungen auf Kleinsignalbasis möglich.

2.3 Diskrete Werte des Zwischenkreisstromes am Beginn und Ende der Kommutierungsintervalle

Die Momentanwerte $i_d(t_i)$ des Stromes $i_d(t)$ im Gleichstrom-Zwischenkreis einer HGÜ ergeben sich im stationären Zustand des Systems

- (a) aus dem für die Übertragungsleistung maßgebenden Gleichanteil I_d und
- (b) aus der in der Praxis vorhandenen Welligkeit, die durch den Oberschwingungsanteil von $i_d(t)$ bestimmt wird.

Wesentliche Ursachen für den Oberschwingungsanteil und damit für die Welligkeit des Zwischenkreisstromes wurden in Kap. 1.2 genannt. Transiente Beeinflussungen sollen hier unbeachtet bleiben.

In der konventionellen Theorie, welche ideale Gleichstromglättung voraussetzt, gilt für alle Momentanwerte $i_d(t_i) = I_d$.

Unter Voraussetzung idealer Bedingungen (Kap. 1.2, *Tabelle 1.1*) sind die diskreten Stromwerte am Beginn (Zeitpunkt t_0) aller Kommutierungsintervalle eines HGÜ-Stromrichters jeweils gleich groß, aber nicht notwendigerweise identisch mit dem Gleichanteil I_d . Das Gleiche trifft für die diskreten Stromwerte am Ende (t_1) aller Kommutierungsintervalle eines HGÜ-Stromrichters zu. Die Wiederholperiode im Verlauf von $i_d(t)$ ist unter diesen Bedingungen $T = \pi/6$.

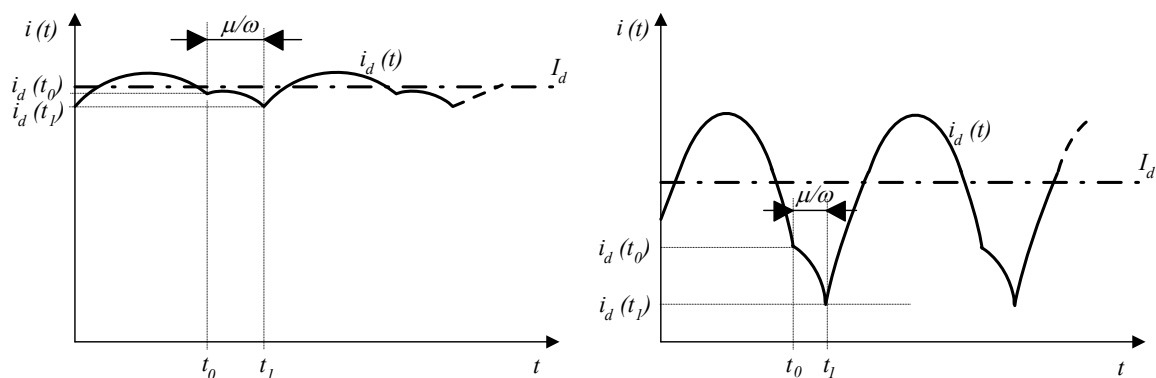
Die in Kap. 1.2, *Tabelle 1.1*, genannten Abweichungen von den idealen Bedingungen verursachen Unterschiede im Verlauf von $i_d(t)$ zwischen den einzelnen Ventilkommütierungsabschnitten, dass heißt es gilt für die Wiederholperiode dann $T > \pi/6$.

Aus der Definition der Welligkeit [48], angewendet auf den Zwischenkreisstrom $i_d(t)$, folgt, dass diese immer dann besonders groß ist, wenn der für die Energieübertragung wichtige Gleichanteil I_d gegenüber dem alternierenden Anteil von $i_d(t)$ klein ist. Diese Bedingung ist im Teillastbetrieb bei geringer Glättung von $i_d(t)$ erfüllt. Die Abweichungen zwischen I_d und $i_d(t)$ sind dann im Allgemeinen nicht mehr vernachlässigbar (*Bild 2.1* rechte Seite). Es kann gegebenenfalls Stromlücken auftreten.

Bei Betrieb mit hoher Last und sehr guter Glättung des Zwischenkreisstromes ist dagegen I_d der dominierende Anteil von $i_d(t)$. Die Unterschiede zwischen den Momentanwerten dieses Stromes und dem Gleichanteil sind dann relativ gering. Die Welligkeit ist klein (*Bild 2.1* linke Seite).

Besondere Bedeutung haben die Differenzen zwischen I_d und dem mit Hilfe der Zündwinkel eingestellten diskreten Wert $i_d(t_0)$ des Zwischenkreisstromes am Beginn der Kommutierung (Zeitpunkt der Ventilzündung) sowie zwischen I_d und dem diskreten Wert $i_d(t_1)$ am Ende der Kommutierung:

- Die Vernachlässigung der Differenz zwischen I_d und $i_d(t_0)$ verursacht Abweichungen zwischen Gleichstromsoll- und Gleichstromistwert. Erst über eine zusätzliche Steuerwinkelkorrektur $\Delta\alpha$ kann der tatsächliche Gleichstrommittelwert I_d bestimmt werden [49].
- Die Integration der zum Beispiel in [9] aufgeführten Maschengleichung der auf- und abkommütierenden Zweige zeigt, dass zur analytischen Berechnung des Kommutierungswinkels sowohl $i_d(t_0)$ als auch $i_d(t_1)$ notwendig sind.
- Die Steuerbarkeit des Stromrichters ist im Lückbetrieb beeinträchtigt. Die Kenntnis von $i_d(t_0)$ und $i_d(t_1)$ erlaubt eine Aussage darüber, ob - und gegebenenfalls bei welcher Parameterkonstellation - ein Lücken dieses Stromes auftreten kann [6].



Sehr gute Glättung/Vollastbetrieb:

$$i_d(t_0) \approx i_d(t_1) \approx I_d$$

Geringe Glättung/Teillastbetrieb:

$$i_d(t_0) \neq i_d(t_1) \neq I_d$$

- $i_d(t)$ Zeitlicher Verlauf des Zwischenkreisstromes
- I_d Gleichanteil des Zwischenkreisstromes
- $i_d(t_0)$ Diskreter Wert des Zwischenkreisstromes am Beginn der Kommutierung
- $i_d(t_1)$ Diskreter Wert des Zwischenkreisstromes am Ende der Kommutierung
- μ Kommutierungswinkel

Bild 2.1 Gleichanteil und Momentanwertverlauf des Zwischenkreisstromes bei sehr guter und bei geringer Glättung

In [31,50] wie auch in [51] wurde über ein Verfahren zur Ermittlung der *diskreten Werte eines welligen Gleichstromes am Beginn der Kommutierungsintervalle* berichtet. Es wurden die Zeitverläufe von Strom und Spannung eines durch eine Sechspulsbrücke gespeisten Gleichstromantriebes analysiert.

Dies erfolgte unter Vernachlässigung der Resistenzen. Ausgehend von symmetrischen Bedingungen hinsichtlich Netzspannung und Ansteuerung wurden danach Spannungs- sowie Impedanzunsymmetrien und unsymmetrische Ansteuerung berücksichtigt.

Derzeit existiert jedoch kein analytisches Verfahren zur Ermittlung der diskreten Werte des Zwischenkreisstromes zu den Zündzeitpunkten der Ventile, welches die von beiden Stromrichtern einer HGÜ hervorgerufene Welligkeit mit ausreichender Genauigkeit berücksichtigt. Die deshalb in der Literatur und in der Praxis gewöhnlich vorgenommene Näherung $i_d(t_0) = I_d$ bedingt Ungenauigkeiten in der Steuerung und Parameterberechnung.

2.4 Kommutierungswinkel

Der in Kap. 2.1 genannte Einfluss der Kommutierungswinkel auf die Rechengenauigkeit der Harmonischen erfordert zunächst Untersuchungen zur Abbildungsgenauigkeit der Kommutierungswinkel.

Sowohl in der die Grundlagen der Leistungselektronik beschreibenden Literatur, wie zum Beispiel [9-12], als auch in der Spezialliteratur zur HGÜ [7,8,13,14] setzen die angegebenen Gleichungen zur Berechnung der Kommutierungswinkel in der Regel *ideale Bedingungen* (Kap. 1.2, *Tabelle 1.1*) sowie gleichzeitig *ideale Glättung* des Zwischenkreisstromes voraus.

Die darauf fußende *konventionelle Methode* zur Ermittlung des Kommutierungswinkels μ bedient sich Gl. (2.1) [14].

$$\begin{aligned} \mu &= \arccos[\cos \alpha - 2dx] - \alpha = \arccos \left[\cos \alpha - u_k \frac{I_d}{I_{dn}} \frac{U_{Vn}}{U_V} \right] - \alpha \\ &= \arccos \left[\cos \alpha - \frac{2I_d \omega L_K}{\sqrt{6}U_{(1)}} \right] - \alpha \end{aligned} \quad (2.1)$$

mit:	α	Zündwinkel
	dx	bezogene induktive Gleichspannungsänderung
	u_k	bezogene Kurzschlussspannung bzw. -impedanz der Transformatoren
	$U_{V(n)}$	(Nenn-)Ventilspannung
	$I_{d(n)}$	(Nenn-)Gleichstrom
	L_K	Kommutierungsinduktivität
	$U_{(1)}$	Effektivwert des Spannungs-Mitsystems (Leiter-Erde-Spannung)

Eine Abkehr von der konventionellen Berechnungsmethode ist in [38] zu finden. Dort ist für eine HGÜ eine Vorschrift zur analytischen Bestimmung der Kommutierungswinkel unter Berücksichtigung des ohmschen Anteils R_K der Kommutierungsimpedanz Z_K angegeben. Der Gleichstrom wird aber auch hier als ideal geglättet angenommen.

Der (direkte) Einfluss von R_K auf die Kommutierungswinkel ist aufgrund des hohen X/R -Verhältnisses der Transformator- und Generatorimpedanzen eher klein. Er kann meist vernachlässigt oder gegebenenfalls durch Modifizierung der Kommutierungsspannungen U_K in guter Näherung abgebildet werden. Nur wenn eine lange Freileitung einen erheblichen Anteil an der Kommutierungsimpedanz des HGÜ-Systems bildet, muss R_K bei der Berechnung der Kommutierungswinkel - je nach geforderter Genauigkeit - detailliert berücksichtigt werden.

Einen wesentlichen Einfluss auf die Größe der Kommutierungswinkel hat bei realen Anlagen dagegen die Welligkeit des Zwischenkreisstromes. Genau genommen müsste der Faktor „ $2I_d$ “ in der letzten Zeile von Gl. (2.1) ersetzt werden durch die Summe der diskreten Werte $i_d(t_0)$ und $i_d(t_1)$ (Kap. 2.3), somit:

$$\mu = \arccos \left[\cos(\alpha) - \frac{\omega L_K (i_d(t_0) + i_d(t_1))}{\sqrt{2} U_K} \right] - \alpha \quad (2.2)$$

mit: U_K Effektivwert der Kommutierungsspannung

In der Praxis sind $i_d(t_0)$ und $i_d(t_1)$ jedoch bisher nicht zugänglich. Daraus resultiert die Aufgabe, eine Berechnungsmethode zur Bestimmung der Kommutierungswinkel zu entwickeln, welche die Welligkeit des Zwischenkreisstromes berücksichtigt, ohne auf die Eingabe von $i_d(t_0)$ und $i_d(t_1)$ angewiesen zu sein.

Aus den Gl. (2.1) und (2.2) folgt, dass sich Differenzen zwischen den konventionell (nach Gl. (2.1)) berechneten und den tatsächlich sich einstellenden Kommutierungswinkeln dann ergeben, wenn $i_d(t_0) + i_d(t_1) = 2I_d$ nicht gilt oder die Kommutierungsspannung U_K sich nicht nur aus dem Mitsystem $U_{(1)}$ sondern auch aus dem Gegensystem $U_{(2)}$ zusammensetzt.

Die erste Bedingung kann nur bei welligem Zwischenkreisstrom $i_d(t)$ erfüllt sein (Bild 2.1). Bei geringer Last und geringen Glättungsinduktivitäten sind hohe Welligkeiten möglich, die relativ große Ungenauigkeiten hervorrufen können.

Die zweite Bedingung ist bei unsymmetrischer Netzspannung (Kap. 1.3) erfüllt.

Bei idealen Bedingungen entsprechend Kap. 1.2, Tabelle 1.1, sind die Kommutierungswinkel μ_q aller Ventile q ($q=1\dots 12$) eines Stromrichters gleich groß. Die in Tabelle 1.1 genannten Abweichungen von diesen Bedingungen bewirken Unterschiede zwischen den Kommutierungswinkeln der einzelnen Ventile.

Für jene, vor allem im Teillastbetrieb bei geringer Glättung sich einstellenden, nicht vernachlässigbaren Welligkeiten des Zwischenkreisstromes sind genauere Verfahren zur analytischen Berechnung der Kommutierungswinkel erforderlich. Diese analytischen Verfahren sollen nicht nur eine gegenüber Iterationen und numerischen Methoden reduzierte Rechenzeit ermöglichen, sondern auch das physikalische Verständnis der Zusammenhänge erleichtern.

3 Grundlagen

3.1 Methodischer Ansatz

Die Bestimmung der funktionalen Zusammenhänge, welche entsprechend der in Kap. 2 abgeleiteten Aufgabenstellungen notwendig sind, erfolgt auf *analytischem* und *nichtiterativem* Weg. Diese Vorgehensweise ermöglicht:

- eine Darstellung der funktionalen Abhängigkeiten sowie Sensitivitätsanalysen,
- eine Linearitätsbetrachtung und damit die Bewertung der Überlagerbarkeit,
- die Vermeidung der für Simulationen typischen Fehler und Ungenauigkeiten durch ungenügende Abstraten insbesondere im Bereich von schnellen Änderungen der Momentanwertverläufe von Strom- und Spannung (zum Beispiel während Kommutierungsvorgängen),
- eine Online-Berechnung durch einen Regler, wobei zumindest sichergestellt werden soll, dass der Gradient der Regelung in der richtigen Richtung vorgegeben wird und somit auch die Gefahr von Regelungsinstabilitäten verringert wird.

3.2 Allgemeine Voraussetzungen, Annahmen und Festlegungen

- (1) *Parameterbereiche*: Die Parameterbereiche für Systemkomponenten und Stellgrößen des in Kap. 1.4 eingegrenzten Umrichtertyps entsprechen dem in Hochspannungsnetzen und bei HGK im normalen stationären Übertragungsbetrieb üblichen Wertebereich.
- (2) *Schaltgruppe*: Es werden Zwölfpuls-Stromrichter mit der in der Praxis gebräuchlichen Schaltgruppe $Yy0/Yd11$ der Stromrichtertransformatoren untersucht. Das gleiche Vorgehen kann jedoch auch auf andere Schaltgruppen angewendet werden.
- (3) *Stromrichterbetrieb und Indizierung*: Stromrichter A wird als Gleichrichter und Stromrichter B als Wechselrichter betrieben. Alle zum Netz A oder Stromrichter A des Umrichters gehörenden Größen enthalten den Index „A“ und analog dazu die zum Netz B oder Stromrichter B gehörenden Größen den Index „B“. Die entsprechenden Größen ohne diese Indizes beschreiben die allgemeine Verwendung. Die physikalischen Größen des Zwischenkreises enthalten den Index „d“. Diese Kennbuchstaben stehen jeweils an erster Stelle im Index.
- (4) *Vereinfachung des Systems*: Die in dieser Arbeit vorgestellten Berechnungsverfahren stellen einen Einstieg in eine zum konventionellen Verfahren alternative Herangehensweise dar. Aufgrund des Umfangs der Betrachtungen, zur Untersuchung der wichtigsten physikalischen Zusammenhänge und im Interesse einer übersichtlichen Darstellung werden die nachfolgend genannten Vereinfachungen der Schaltung vorgenommen:
 - Vernachlässigung des Querzweiges der Transformator-Ersatzschaltung,
 - Vernachlässigung der Ventilbeschaltung,
 - Vernachlässigung von Filter- und Kompensationsanlagen,
 - Vernachlässigung von Leitungskapazitäten,
 - Abbildung der Netze durch je eine induktive bzw. ohmsch-induktive Ersatzimpedanz und eine Spannungsquelle.

Alle Impedanzen des Systems haben eine lineare Impedanz-Frequenz-Charakteristik. Der vorgenannte ohmsch-induktive Charakter des Netzäquivalents ist in der Praxis im Normalfall für die Grundharmonische gegeben.

Daher wird den nachfolgenden Betrachtungen das im *Bild 3.1* dargestellte Ersatzschaltbild zugrunde gelegt. Im Hinblick auf die Betrachtung der Harmonischen bedarf es jedoch einer späteren Erweiterung, um die in realen Netzen vorhandenen Impedanzverhältnisse und die daraus gegebenenfalls folgenden Resonanzen genauer abzubilden. Ein Vorschlag zur Berücksichtigung der

gleich- und drehstromseitigen harmonischen Impedanzen bei der Berechnung der vom Stromrichter ausgehenden Harmonischen ist in [52] zu finden.

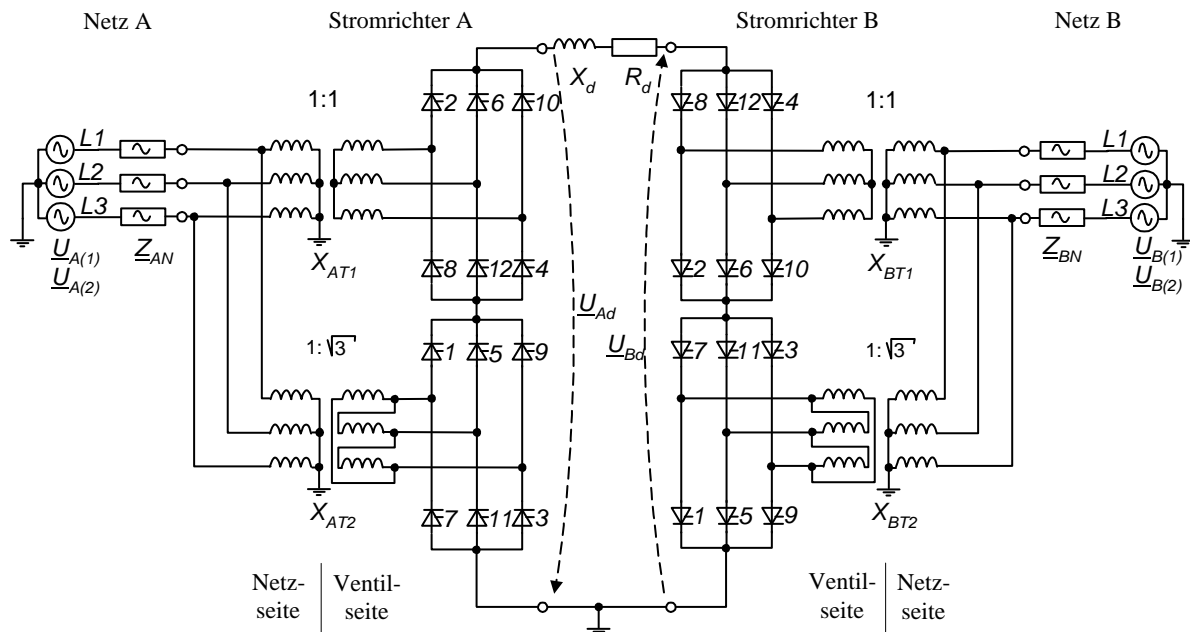


Bild 3.1 Zwölfpulsiger Stromzwischenkreis-Umrichter und Netzersatzschaltung

Bezüglich der im Ersatzschaltbild berücksichtigten Elemente werden weitere Festlegungen getroffen:

(5) *Thyristoren*: Betrachtung der Thyristoren als ideale Schalter

Der Schaltvorgang jedes Thyristors sowie dessen Beschaltung zur Verhinderung von Überschwingen hat praktisch keinen Einfluss auf die Ergebnisse und wird deshalb bei der analytischen Betrachtung ebenfalls nicht berücksichtigt.

(6) *Kommutierungsreaktanz X_K* : X_K setzt sich auf beiden Seiten der HGÜ einerseits aus dem Imaginärteil X_N der Netzimpedanz Z_N und andererseits aus der Kurzschlussreaktanz des Stromrichtertransformators $X_{T1}=X_{T2}=X_T$ zusammen (Bild 3.1).

Wegen der Größe der Stromrichtertransformatorreaktanz gegenüber der Netzimpedanz gilt $X_T \gg X_N$. Die Berücksichtigung der Drehstromfilter im Netzäquivalent würde diese Relation verstärken [53].

(7) *Realteil R_N der Netzimpedanz*: Bezüglich der Grundharmonischen kann in den meisten Fällen vorausgesetzt werden, dass $R_N \ll X_N$ gilt.

Generatoren und Netztransformatoren weisen relativ hohe Güten auf [54,55]. Richtwerte für die Reaktanzen und Resistanzen von Kabeln und Freileitungen im Drehstromnetz finden sich u.a. in [54-57]. Die dort angegebenen X/R -Verhältnisse schwanken hinsichtlich der Grundharmonischen - abhängig von der Bündelung - zwischen 4...10 für Freileitungen. Für Kabel ergibt sich je nach Typ und Verlegung ein relativ großer Schwankungsbereich für das X/R -Verhältnis.

Da Hochspannungskabel im Drehstromnetz nur einen kleinen Teil der Übertragungskapazität stellen, ist somit der ohmsche Anteil der Grundschwingungs-Netzimpedanz in erster Linie durch Freileitungen bedingt. Die aus Sicht des HGÜ-Stromrichters vorhandene 50Hz- bzw. 60Hz-Netzgüte wird folglich stark davon beeinflusst, ob die Station an einem Knoten mit hoher Kurzschlussleistung oder eher am Ende einer langen Stich-Leitung liegt. In [58] werden zum Beispiel Güten von 3,7 und 9,5 angenommen.

(8) *Realteil R_K der Kommutierungsimpedanz*: Wegen (6) sowie (7) und da Stromrichtertransformatoren eine relativ hohe Güte aufweisen, gilt allgemein $R_K \ll X_K$.

Die genaue Abbildung des Einflusses von R_K würde den Aufwand zur Berechnung der diskreten Werte des Zwischenkreisstromes und der Kommutierungswinkel deutlich erhöhen. Deshalb werden die funktionalen Beziehungen in dieser Arbeit ohne Berücksichtigung von R_K entwickelt. Unter Voraussetzung des vorgenannten Größenverhältnisses für beide Seiten können R_{AK} und R_{BK} durch angemessene Näherungen berücksichtigt werden.

- (9) *Realteil R_Σ der Gesamtimpedanz*: Die Summe R_Σ aus R_{AK} und R_{BK} sowie der Resistenzen im Zwischenkreis (R_d) darf nur so groß sein, dass der Imaginärteil X_Σ der 50Hz- bzw. 60Hz-Impedanz des Gesamtsystems (Netz A und B sowie HGÜ) wenigstens um den Faktor 10 größer ist, als deren Realteil ($X_\Sigma \geq 10 R_\Sigma$).
- (10) *Impedanzunsymmetrie auf der Drehstromseite*: In dieser Arbeit werden alle Impedanzen als symmetrisch vorausgesetzt.

HGÜ-Transformatoren sind aus Gründen der Reservehaltung und des Transports oft einphasige Einheiten gleicher Bauart und Größe. Ihre elektrischen Parameter unterscheiden sich somit nur in geringem Maße. Auch die Netzimpedanzen weisen normalerweise wegen der Verdrillung der Leitungen nur relativ geringe Unsymmetrien auf. Überdies ist der Einfluss unsymmetrischer Impedanzen auf die Generierung nichtcharakteristischer Harmonischer im Rahmen der in der Praxis auftretenden Impedanzunsymmetrien im Vergleich zum Einfluss unsymmetrischer Netzspannungen gering [59].

- (11) *Glättung des Zwischenkreisstromes*: Für die Glättungsreaktanz X_d wird ein Mindestwert vorausgesetzt, der die Bedingung $X_d \geq X_K$ auf beiden Seiten erfüllt. Eine weitere die Glättung von $i_d(t)$ betreffende Festlegung gibt es nicht. Der Zwischenkreisstrom darf jedoch nicht lücken.
- (12) *Gegensystem $\underline{U}_{(2)}$ der Netzspannung*: Es werden fehlerfreie Netze betrachtet, das heißt, die Gegensysteme der Spannungsgrundschwingungen der Netze A und B überschreiten die in der Praxis in der hier betrachteten Spannungsebene häufig gesetzte Grenze von 2% des Wertes der Spannungsmitsysteme $\underline{U}_{A(t)}$ bzw. $\underline{U}_{B(t)}$ nicht [17,60].

Unsymmetrien bis zu dieser Größe werden in den Hochspannungsnetzen im Dauerbetrieb meistens noch akzeptiert [19]. Es gibt nur wenige Fälle mit größeren Netzspannungsunsymmetrien im Dauerbetrieb wie das in [61] beschriebene Beispiel, bei dem dieser Wert durch angeschlossene große Einphasenlasten für die Bahnstromversorgung sowie durch den unverdrillten Aufbau des Freileitungssystems noch überschritten wurde.

- (13) *Nullsystem der Netzspannung*: Wie in Kap. 1.3 begründet, wird auf eine Berücksichtigung von Spannungs-Nullsystemen verzichtet.
- (14) *Oberschwingungsgehalt der Netzspannung*: Vorhandene Netzspannungsverzerrungen sowie Rückwirkungen der von den Stromrichtern erzeugten Oberschwingungen auf die Netzspannung bleiben unberücksichtigt.

Der Einfluss der Netzspannungs-Oberschwingungen auf die Momentanwerte des Zwischenkreisstromes sowie die Kommutierungswinkel ist - wegen der im Hochspannungsnetz normalerweise geringen Größe dieser Oberschwingungen gegenüber der Grundharmonischen - vernachlässigbar. Die durch die Netzspannungs-Oberschwingungen bedingten Gleichspannungsharmonischen sind gegenüber jenen aus der Spannungsunsymmetrie und aus dem zyklischen Schalten der Stromrichter resultierenden Harmonischen meist deutlich kleiner. Sie werden hier nicht betrachtet.

Zusätzlich werden noch folgende Vereinbarungen getroffen:

- (15) *Spannungsebene, Übersetzungsverhältnis*: Im Interesse größerer Übersichtlichkeit der nachfolgend dargestellten Verfahren und Gleichungen werden alle Größen auf die gleiche Spannungsebene bezogen. Daraus folgen die im *Bild 3.1* angegebenen Windungszahlverhältnisse.
- (16) *Nummerierung der Ventile*: Die für diese Arbeit gewählte Ventilnummerierung entspricht der Zündreihenfolge innerhalb jeder Zwölfpulsbrücke beginnend mit dem oberen Ventil des Stranges L1 ($q=1$) der mit einem Yd11-Transformator angeschalteten Sechspulsbrücke.

- (17) *Definition der Zündwinkel:* Die Zündzeitpunkte werden im praktischen Betrieb aus den Nulldurchgängen der an den Netzanschlusspunkten des Umrichters gemessenen Spannungsmitsysteme abgeleitet. Die Zündungen erfolgen mit den durch die Zündwinkel vorgegebenen Verzögerungen nach diesen Nulldurchgängen in äquidistanter Folge. Zur Vereinfachung der Schreibweise benennen die nachfolgend verwendeten Zündwinkel α_A und α_B jedoch den Phasenabstand der Zündzeitpunkte zu den Nulldurchgängen der durch $\underline{U}_{A(l)}$ bzw. $\underline{U}_{B(l)}$ gebildeten Quellenstrangspannungen bzw. der verketteten Quellenspannungen. Sie sind somit die Summe aus den tatsächlich eingestellten Zündwinkeln α_A^* und α_B^* und den Phasenverschiebungen der Spannungen an den Anschlusspunkten des Umrichters gegenüber $\underline{U}_{A(l)}$ bzw. $\underline{U}_{B(l)}$. Diese Phasenverschiebungen gehen aus den Spannungsabfällen über \underline{Z}_{AN} und \underline{Z}_{BN} hervor. Sie sind umso kleiner, je höher die Kurzschlussleistungen der Netze an den Anschlusspunkten sind.
- (18) *Größter Kommutierungswinkel:* Die Kommutierung ist beendet, bevor das nächste Ventil der gleichen Zwölfpulsbrücke zündet, das heißt, es wird nur der 4/5-valve-conduction-mode [13] betrachtet.

3.3 Maßgebliche Impedanzen für die Stromaufteilung

Für die bei der Grundfrequenz gültige Gesamtreaktanz X_Σ des durch beide Netze und den Umrichter gebildeten Stromkreises gilt Gl. (3.1). Dabei ist $X_{A\Sigma}$ die Gesamtreaktanz entlang des Stromweges vom Minus- zum Pluspol der Zwölfpulsbrücke durch Netz und Stromrichter A. $X_{A\Sigma}^*$ ist die Differenz aus $X_{A\Sigma}$ und der Kommutierungsreaktanz X_{AK} . Analog gilt dies für die Induktivitäten L_Σ , $L_{A\Sigma}$, $L_{A\Sigma}^*$ und L_{AK} sowie für die Resistenzen R_Σ , $R_{A\Sigma}$, $R_{A\Sigma}^*$ und R_{AK} und außerdem in entsprechender Weise für die zur Seite B (Netz B, Stromrichter B) gehörenden Reaktanzen, Induktivitäten und Resistenzen.

$$X_\Sigma = X_{A\Sigma} + X_d + X_{B\Sigma} = \omega \cdot (L_{A\Sigma} + L_d + L_{B\Sigma}) = X_{AK} + X_{A\Sigma}^* + X_d + X_{BK} + X_{B\Sigma}^* \quad (3.1)$$

Im *Bild 3.2* ist beispielhaft die Aufteilung des Stromes $i_d(t)$ auf die einzelnen Phasen der Transformatoren des Stromrichters A und die Zusammenführung der Phasenströme im Netz A angegeben. Die dargestellte Aufteilung gilt nur während des Kommutierungsintervalls (KI) nach Zünden des Ventils 2. Die aufgeführten Spannungsabfälle über X_{AN} sowie X_{AT} werden durch den vom Schaltzustand des Stromrichters bestimmten Abschnitt des Stromes $i_d(t)$ bzw. die auf- und abkommutierenden Ströme $i_{Aauf}(t)$ und $i_{Aab}(t)$ hervorgerufen.

Nach Abschluss der Kommutierung wird im darauf folgenden Leitintervall (LI) $i_{Aauf}(t)$ zu $i_d(t)$ und $i_{Aab}(t)$ zu 0.

Die Aufteilung von $i_d(t)$ auf die Transformatorwicklungen erfolgt entsprechend dem Schaltzustand und den Impedanzverhältnissen (während LI) und bei der kommutierenden Sechspulsbrücke zusätzlich entsprechend dem Fortschritt des Kommutierungsvorganges (während KI). Der Gesamt-Spannungsabfall zwischen den Ventilen 11 und 1 ergibt sich im *Bild 3.2* aus den durch die entsprechenden Ventilströme im Strang L2 hervorgerufenen Spannungsabfälle über der Netzimpedanz (U_{ANL2}), der sekundär- (U_{AT2L2s}) und der primärseitigen (U_{AT2L2p}) Wicklung des Yd-Transformators. Der Gesamt-Spannungsabfall zwischen den Ventilen 12 und 2 ergibt sich im *Bild 3.2* analog dazu aus den durch die entsprechenden Ventilströme im Strang L2 hervorgerufenen Spannungsabfälle über der Netzimpedanz (U_{ANL2}), der sekundär- (U_{AT1L2s}) und der primärseitigen (U_{AT1L2p}) Wicklung des Yy-Transformators. Zusätzlich müssen hier die durch den aufkommutierenden Strom $i_{Aauf}(t)$ verursachten Spannungsabfälle über der sekundär- (U_{AT1L1s}) und primärseitigen (U_{AT1L1p}) Transformatorwicklung (Yy) sowie der Spannungsabfall über der Netzimpedanz im Strang L1 einbezogen werden. Zu berücksichtigen sind die unterschiedlichen Übersetzungsverhältnisse der Transformatoren zwischen Yy- („T1“) und Yd-Schaltung („T2“). Die Spannungsabfälle in jeder Masche werden durch die von beiden Sechspulsbrücken eingepprägten Ströme verursacht.

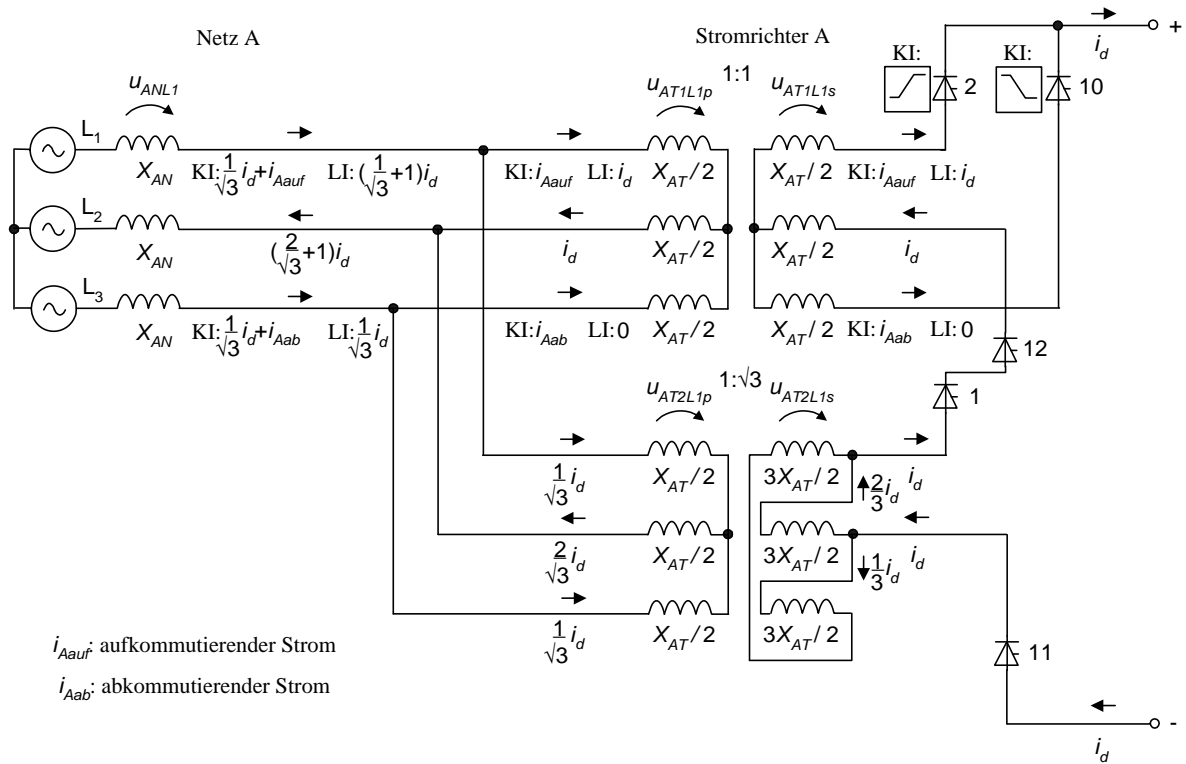


Bild 3.2 Stromaufteilung auf der Seite A nach Zünden des Ventils 2

Entsprechend Bild 3.2 gilt somit während des Kommutierungsintervalls nach Zünden des Ventils 2 für die durch $i_d(t)$ und den aufkommierenden Strom $i_{Aauf}(t)$ durchflossenen Zweige auf der Seite A (Netz und Stromrichter A):

$$\begin{aligned}
 L_{A\Sigma}^* \cdot \frac{di_d}{dt} + L_{AK} \cdot \frac{di_{Aauf}}{dt} &= u_{AT2L2s} + u_{AT2L2p} \cdot \sqrt{3} + u_{ANL2} \cdot \sqrt{3} \\
 &\quad + u_{AT1L2s} + u_{AT1L2p} + u_{ANL2} + u_{ANL1} + u_{AT1L1p} + u_{AT1L1s} \\
 &= 3 \frac{L_{AT}}{2} \cdot \frac{2}{3} \cdot \frac{di_d}{dt} + \frac{L_{AT}}{2} \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{di_d}{dt} \cdot \sqrt{3} + L_{AN} \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}} + 1\right) \cdot \frac{di_d}{dt} \cdot \sqrt{3} \\
 &\quad + \frac{L_{AT}}{2} \cdot \frac{di_d}{dt} + \frac{L_{AT}}{2} \cdot \frac{di_d}{dt} + L_{AN} \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}} + 1\right) \cdot \frac{di_d}{dt} \\
 &\quad + L_{AN} \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{di_d}{dt} + \frac{di_{Aauf}}{dt}\right) + \frac{L_{AT}}{2} \cdot \frac{di_{Aauf}}{dt} + \frac{L_{AT}}{2} \cdot \frac{di_{Aauf}}{dt} \\
 \Rightarrow L_{A\Sigma}^* &= (3 + 2\sqrt{3}) \cdot L_{AN} + 3 \cdot L_{AT} \quad \Rightarrow L_{AK} = L_{AN} + L_{AT}
 \end{aligned} \tag{3.2}$$

In gleicher Weise ergibt sich Gl. (3.3) für das darauffolgende Leitintervall.

$$\begin{aligned}
L_{A\Sigma} \cdot \frac{di_d}{dt} &= 3 \frac{L_{AT}}{2} \cdot \frac{2}{3} \cdot \frac{di_d}{dt} + \frac{L_{AT}}{2} \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{di_d}{dt} \cdot \sqrt{3} + \left(\frac{2}{\sqrt{3}} + 1\right) \cdot L_{AN} \cdot \frac{di_d}{dt} \cdot \sqrt{3} \\
&+ \frac{L_{AT}}{2} \cdot \frac{di_d}{dt} + \frac{L_{AT}}{2} \cdot \frac{di_d}{dt} + L_{AN} \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}} + 1\right) \cdot \frac{di_d}{dt} + L_{AN} \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{3}} + 1\right) \cdot \frac{di_d}{dt} \\
&+ \frac{L_{AT}}{2} \cdot \frac{di_d}{dt} + \frac{L_{AT}}{2} \cdot \frac{di_d}{dt} \\
\Rightarrow L_{A\Sigma} &= (4 + 2\sqrt{3}) \cdot L_{AN} + 4 \cdot L_{AT}
\end{aligned} \tag{3.3}$$

Bei Zündung anderer Ventile des Stromrichters A existieren andere Stromaufteilungen, die Berechnungsvorschriften für $L_{A\Sigma}$, $L_{A\Sigma}^*$ und L_{AK} aus L_{AN} und L_{AT} bleiben jedoch gleich und können auf den Stromrichter B sowie die zugehörigen Reaktanzen übertragen werden.

HGK sind häufig an der Netzperipherie platziert. In diesem Fall werden wegen den meist nur geringen Unterschieden der Scheinleistungen und bezogenen Kurzschlussspannungen zwischen den Transformatoren auf beiden Seiten der HGK die in Gl. (3.4) aufgeführten Bedingungen normalerweise erfüllt. Resultierend aus den Gl. (3.1)-(3.3) ist dann die Gesamtreaktanz X_Y bei der Grundfrequenz mindestens 7-mal größer als jede der Kommutierungsreaktanzen X_{AK} und X_{BK} .

$$X_{AN} \geq 0,1X_{AK} \quad X_{BN} \geq 0,1X_{BK} \quad \frac{X_{BK}}{X_{AK}} \geq 0,4 \quad \frac{X_{AK}}{X_{BK}} \geq 0,4 \tag{3.4}$$

3.4 Maßgebliche Impedanz für die gleichstromseitigen Stromharmonischen

Die Schaltfunktionen (Kap. 2.1.2) zur Berechnung des Spannungsverlaufes an den gleichstromseitigen Klemmen des Stromrichters werden bei der analytischen Betrachtung häufig mit den Quellen-Spannungen der Netze gefaltet. Die auf diese Weise ermittelten Werte für die Spannungsharmonischen auf der Gleichstromseite gelten deshalb nur im Leerlauf-Betrieb. Aus diesen lassen sich jedoch die unter Lastbedingungen zu erwartenden Stromharmonischen berechnen, wenn die maßgeblichen *harmonischen Impedanzen des Gesamtsystems* berücksichtigt werden.

Unter Beachtung der in Kap. 3.2 genannten Vereinfachungen der Schaltung bestehen die harmonischen Impedanzen des Gesamtsystems, welche für die Berechnung der Stromharmonischen maßgeblich sind, vornehmlich aus den Netz- und Transformator Kurzschlussimpedanzen sowie aus der Impedanz der Glättungsinduktivität. Die in der Praxis im Hauptstromkreis vorhandenen weiteren Impedanzen, wie zum Beispiel die Ventildrosseln, können für den hier interessierenden Frequenzbereich (50...3000Hz) vernachlässigt werden.

Die in Kap. 3.3 aufgeführten Zusammenhänge für die Stromaufteilung im Stromrichter bilden die Grundlagen zur Berechnung der harmonischen Impedanzen des Gesamtsystems. Im Folgenden werden diese für die Ermittlung der harmonischen Gesamtreaktanz angepasst. Auf die gesonderte Betrachtung der Resistenzen kann wegen der Analogie verzichtet werden.

Die drehstromseitigen Anteile an der Gesamtreaktanz setzen sich aus den Netz- (X_{AN} bzw. X_{BN}) und den Transformatorreaktanzen (X_{AT} bzw. X_{BT}) zusammen. Innerhalb einer Periode T (entsprechend 2π) ergeben sich unterschiedliche Reaktanzwerte, je nachdem, ob Ventile kommutieren oder nicht. Für die Berechnung der Stromharmonischen reicht es aus, den arithmetischen Mittelwert der Reaktanz über T zu verwenden.

Es wird angenommen, dass innerhalb einer Zwölfpulsbrücke gleichzeitig nur ein Ventil kommutiert (Kap. 3.2, Absatz (18)). Somit gilt $\mu \leq 30^\circ$ für alle Kommutierungswinkel. Daher sind innerhalb eines Stromrichters die beiden Zustände „Ein Ventil kommutiert“ („Kommutierungsintervall“) und „Kein Ventil kommutiert“ („Leitintervall“) bei der Berechnung der mittleren harmonischen Gesamtreaktanz jeder Seite zu berücksichtigen. Während der Kommutierung tritt eine Stromaufteilung zwischen den

auf- und abkommutierenden Zweigen auf. In dieser Zeit ist in den kommutierenden Zweigen nur die halbe netzseitige Reaktanz wirksam.

Wegen der *Annahme symmetrischer Reaktanzen* in den Transformatoren und Netzen (Kap. 3.2, Absatz (10)) kann für die Yy-Brücke die in [35] und [36] für eine Sechspulsbrücke verwendete Methode zur Ermittlung des drehstromseitigen Anteils der Gesamtreaktanz verwendet werden. Grundprinzip dieser Methode ist die Berücksichtigung der Reaktanzwerte entsprechend dem Anteil der Kommutierungszeiten an einer Periode der Grundschwingung.

Für die Yd-Brücke muss darüber hinaus die Stromaufteilung in den Dreieck-Wicklungen und das um den Faktor $\sqrt{3}$ veränderte Übersetzungsverhältnis beachtet werden (Kap. 3.3). Unter Berücksichtigung von Gl. (3.3) folgt für die Reaktanz $X_{\Sigma h}$ des Gesamtsystems bei der Ordnungszahl h der Harmonischen somit:

$$\begin{aligned}
 X_{\Sigma h} &= h(X_{A\Sigma} + X_{B\Sigma} + X_d) \\
 &= h\left[\left(4 + 2\sqrt{3}\right)X_{AN} + 4X_{AT}\right] \cdot \left(1 - \frac{6\mu_A}{\pi}\right) + h\left[\left(4 + 2\sqrt{3}\right)X_{BN} + 4X_{BT}\right] \cdot \left(1 - \frac{6\mu_B}{\pi}\right) \\
 &\quad + h\left[\left(3,5 + 2\sqrt{3}\right)X_{AN} + 3,5X_{AT}\right] \cdot \left(\frac{6\mu_A}{\pi}\right) + h\left[\left(3,5 + 2\sqrt{3}\right)X_{BN} + 3,5X_{BT}\right] \cdot \left(\frac{6\mu_B}{\pi}\right) \\
 &\quad + hX_d
 \end{aligned} \tag{3.5}$$

3.5 Leerlauf-Klemmenspannung des Stromrichters

Der Spannungszeiger \underline{U}_{Ad} der Leerlaufspannung an den gleichstromseitigen Klemmen des Stromrichters A (*Bild 3.1*) ist die vektorielle Summe der verketteten Spannungen auf der Sekundärseite der Stromrichtertransformatoren. Amplitude und Phasenwinkel ergeben sich für jedes Intervall (KI, LI) entsprechend dem Schaltzustand der Brücke. Die Zeiger der verketteten Spannungen können aus den symmetrischen Komponenten $\underline{U}_{A(1)}$ und $\underline{U}_{A(2)}$ der Quellenspannungen des Netzes A abgeleitet werden.

Unter Voraussetzung von Kap. 3.2, Absatz (14) und der Ventilnummerierung nach *Bild 3.1* gilt während des Kommutierungsintervalls (KI) nach Zünden des Ventils q im Stromrichter A:

$$\underline{U}_{Adq-KI} = \left(\frac{3}{2} + \sqrt{3}\right) \cdot \left\{ \underline{U}_{A(1)} \exp\left[-j\left(q-4\right)\frac{\pi}{6}\right] + \underline{U}_{A(2)} \exp\left[j\left(q-4\right)\frac{\pi}{6}\right] \right\} \tag{3.6}$$

Während des auf das Kommutierungsintervall folgenden Leitintervalls, das heißt nach Beendigung der Aufkommutierung des Ventils q des Stromrichters A ergibt sich \underline{U}_{Ad} aus der Vektorsumme zweier um 30° versetzter verketteter Spannungen:

$$\underline{U}_{Adq-LI} = 2\sqrt{3} \cos\left(\frac{\pi}{12}\right) \cdot \left\{ \underline{U}_{A(1)} \exp\left[-j\left(q\frac{\pi}{6} - 7\frac{\pi}{12}\right)\right] + \underline{U}_{A(2)} \exp\left[j\left(q\frac{\pi}{6} - 7\frac{\pi}{12}\right)\right] \right\} \tag{3.7}$$

Für die anschließende Betrachtung im Zeitbereich wird die Summe $u_{A\Sigma q}(t)$ der *Quellenstrangspannungen* entlang des Stromweges von $i_d(t)$ bzw. $i_{Aauf}(t)$ verwendet. Diese ist für das Kommutierungs- und das Leitintervall nach Zünden des Ventils q gleich groß und entspricht \underline{U}_{Adq-LI} in Form der zeitabhängigen Funktion.

Die Leerlaufspannung an den gleichstromseitigen Klemmen des Stromrichters B ergibt sich für jedes der dort angeordneten Ventile in gleicher Weise.

3.6 Kommutierungsspannung

Die auf- und abkommutierenden Ventile geben die jeweilige Kommutierungsmasche vor. Die in dieser Masche wirkende Kommutierungsspannung \underline{U}_{Kq} wird aus der Differenz der in den beteiligten Zweigen wirkenden Strangspannungen gebildet und enthält folglich im allgemeinen Fall Mit- und Gegensysteme. Für die im *Bild 3.1* angegebene Ventilnummerierung und bei Zuordnung von \underline{U}_{AKq} zur Nummer q des aufkommutierenden Ventils im Stromrichter A gilt:

$$\underline{U}_{AKq} = \sqrt{3}\underline{U}_{A(1)} \exp[-j(q-1)\frac{\pi}{6}] + \sqrt{3}\underline{U}_{A(2)} \exp[j(q-1)\frac{\pi}{6}] \quad (3.8)$$

Die entsprechende Funktion im Zeitbereich ist $u_{AKq}(t)$.

Die Kommutierungsspannung \underline{U}_{BKq} bzw. $u_{BKq}(t)$ erhält man durch Tausch der Indizes.

3.7 Nummerierungssystem der Ventile

Bei Verwendung der Gesamtreaktanz X_{Σ} nach Gl. (3.1) muss die den Zwischenkreisstrom $i_d(t)$ treibende Spannung aus der abschnittsweise zu betrachtenden vektoriellen Summe der Leerlaufklemmenspannungszeiger beider Stromrichter (Kap. 3.5) gebildet werden. Die Abschnitte sind durch jene Zeitpunkte begrenzt, welche Beginn und Ende der KI beider Stromrichter markieren. Das Zusammensetzen der Abschnitte liefert den jeweiligen Spannungsverlauf über der Zeit.

Im Fall symmetrischer Netzspannungen sind für den zeitlichen Verlauf von $i_d(t)$ daher neben der Gesamtreaktanz X_{Σ} die Spannungszeiger $\underline{U}_{A(l)}$ und $\underline{U}_{B(l)}$ einschließlich der Phasenverschiebung $\Delta\varphi_{(l)}$ zwischen $\underline{U}_{A(l)}$ und $\underline{U}_{B(l)}$, die Zeitpunkte der Zündung der Ventile beider Stromrichter sowie die Lage und Länge der Kommutierungsintervalle der Stromrichter A und B zueinander maßgebend.

$\Delta\varphi_{(l)}$ wird festgelegt zu:

$$\Delta\varphi_{(1)} = \varphi_{A(1)} - \varphi_{B(1)} = \arg(\underline{U}_{A(1)}) - \arg(\underline{U}_{B(1)}) \quad (3.9)$$

Bei unsymmetrischer Netzspannung oder unsymmetrischer Zündung ist für den Verlauf von $i_d(t)$ außerdem die Reihenfolge der gezündeten Ventile von Stromrichter A und B bedeutsam.

Die Ventile des Stromrichters B sind nach dem gleichen Prinzip wie die des Stromrichters A nummeriert (Kap. 3.2, Absatz (16)). Die Nummer $(q+p)$ des nach Zünden des Ventils q des Stromrichters A zündenden Ventils im Stromrichter B ist von $\Delta\varphi_{(1)}$ sowie von den Zündwinkeln α_A und α_B abhängig. Die Zuordnungsvariable p ist für alle 12 Ventile gleich und ergibt sich aus Gl. (3.10), wobei z so zu wählen ist, dass die Bedingung $0 < (q+p) < 13$ erfüllt wird.

$$p = \text{GANZZAHL}[(\alpha_A - \alpha_B - \Delta\varphi_{(1)}) \cdot \frac{6}{\pi}] + 1 + z \cdot 12 \quad (3.10)$$

mit: *GANZZAHL* : liefert ganzzahligen Anteil nach Abrunden

$$z \in \{-1, 0, 1\}$$

$$\alpha_A, \alpha_B, \Delta\varphi_{(1)} \text{ in rad}$$

$$-\pi < \Delta\varphi_{(1)} \leq \pi$$

Im stationären Netzbetrieb ändert sich $\Delta\varphi_{(1)}$ nicht oder nur sehr langsam, da besonders bei ausgedehnten Netzen dafür sehr große Änderungen der Rotationsenergie der umlaufenden Massen notwendig sind. Dies gilt jedoch nicht oder nur eingeschränkt, wenn Netzpendelungen mit Frequenzen größer als etwa 0,2 Hz auftreten oder die Frequenzdifferenz der angeschlossenen Netze zum Sollwert nicht mehr den UCPT(UCTE)-Grundsätzen für den ungestörten Betrieb [62] entspricht.

Unter Voraussetzung von $\Delta\varphi_{(1)}=\text{konstant}$ bleibt auch der Term $p(\pi/6)$ so lange konstant, wie Änderungen von α_A oder α_B bzw. der Differenz $\alpha_A-\alpha_B$ keine Veränderung des nächstkleineren Vielfachen von $(\pi/6)$ hervorrufen. Abgesehen von jenen Fällen, in denen die Differenz $\alpha_A-\alpha_B-\Delta\varphi_{(1)}$ schon bei kleinen Änderungen von α_A oder α_B um genau ein Vielfaches von $(\pi/6)$ pendelt, sind die Voraussetzungen für die Konstanz von $p(\pi/6)$ erfüllt, da wegen der großen Stromverstärkung von Zwölfpulsbrücken im Normalbetrieb der Anlagen mit konstanter Last keine großen Änderungen von α_A oder α_B zu erwarten sind.

3.8 Überlappungsformen der Kommutierungsintervalle

Die Funktion $i_d(t)$ ändert am Beginn und Ende jedes Kommutierungsintervalls aufgrund der spezifischen Klemmenspannungen während der Kommutierung (Kap. 3.5) ihren stetigen Verlauf. Da keine sprunghaften Stromänderungen auftreten können, ist der Momentanwert $i_d(t_{0q})$ zum Zeitpunkt t_{0q} der Zündung des Ventils q zugleich der letzte Wert des vorhergehenden Leitintervalls des Ventils $(q-1)$.

Wenn der Stromrichter B nur durch eine konstante Gegenspannung E repräsentiert wird, ergibt sich je ein ungestörter Verlauf von $i_d(t)$ zwischen dem Ende $t_{A1(q-1)}$ des Kommutierungsintervalls des vorhergehenden Ventils $(q-1)$ im Stromrichter A und t_{A0q} (Zünden des nachfolgenden Ventils q) sowie innerhalb des Kommutierungsintervalls des Ventils q .

Wenn anstatt einer konstanten Gegenspannung E jedoch der Spannungsverlauf an den gleichstromseitigen Klemmen der Gegenstation abgebildet wird, treten in der Folge zusätzliche Störungen des Verlaufes von $i_d(t)$ auf. Dann muss zwischen verschiedenen Fällen der gegenseitigen Lage der Kommutierungsintervalle beider Stromrichter unterschieden werden.

Im Vergleich zu konstanter Gegenspannung E können durch Überlappung der Kommutierungsintervalle beider Stromrichter sowohl $i_d(t_{0q})$ als auch der Kommutierungswinkel μ_q in ihren Größen verändert werden. Aus dieser Überlegung heraus werden für $i_d(t_{0q})$ wie auch für μ_q deshalb *unterschiedliche Berechnungsvorschriften in Abhängigkeit von der gegenseitigen Lage der Kommutierungsintervalle* erwartet.

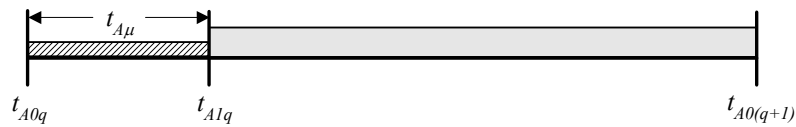
Bei symmetrischen Spannungen und äquidistanter Zündung sowie unter der Voraussetzung, dass Anfang oder Ende eines Kommutierungsintervalls nie exakt mit Anfang oder Ende eines anderen zusammenfallen sollen, müssen dafür die im *Bild 3.3* angegebenen *6 Fälle* untersucht werden.

Die Kommutierungswinkel aller Ventile *eines* Stromrichters sind unter diesen Voraussetzungen gleich groß. Welche der 6 Formen für die Überlappung der Kommutierungsintervalle von Gleich- und Wechselrichter auftritt, ist abhängig von:

- der Differenz $\Delta\varphi_{(1)}$ zwischen den Phasenwinkeln der Spannungs-Mitsysteme der gleich- und wechselrichterseitig angeschlossenen Netze
- den Zündwinkeln von Gleich- und Wechselrichter
- der Länge der Kommutierungsintervalle.

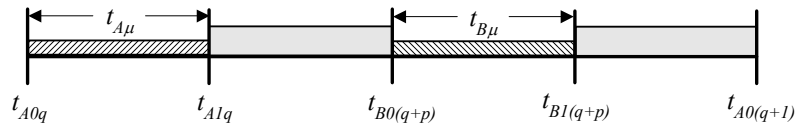
Die Zeitabschnitte der Kommutierung im Stromrichter A sind durch $t_{A\mu}$, im Stromrichter B entsprechend durch $t_{B\mu}$ gekennzeichnet.

E=konstant:

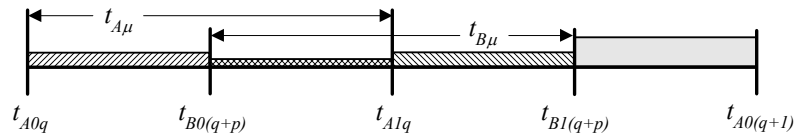


E≠konstant:

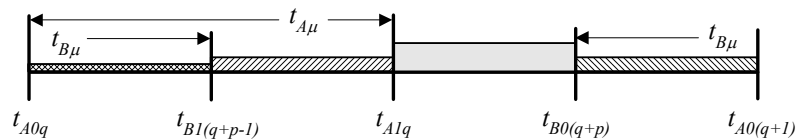
Fall 1



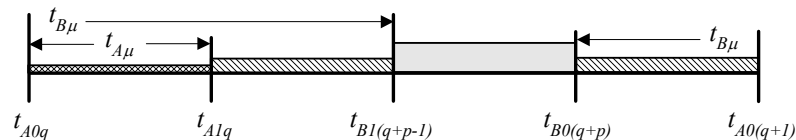
Fall 2



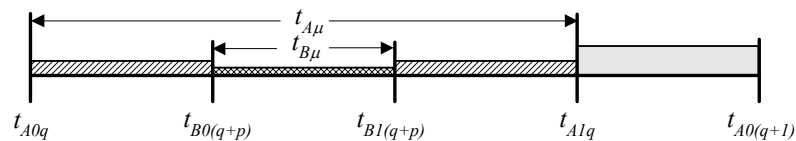
Fall 3



Fall 4



Fall 5



Fall 6

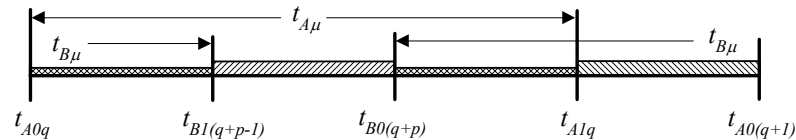


Bild 3.3 Möglichkeiten für die gegenseitige Lage der Kommutierungsintervalle der Stromrichter A und B

Als Bezugsintervall wird der Abschnitt zwischen den Zündzeitpunkten t_{A0q} und $t_{A0(q+1)}$ der Ventile q und $(q+1)$ des Stromrichters A festgelegt. In diesem Intervall liegen der Zeitpunkt t_{A1q} des Kommutierungsendes des aufkommutierenden Ventils q des Stromrichters A und der Zündzeitpunkt $t_{B0(q+p)}$ des Ventils mit der Nummer $(q+p)$ des Stromrichters B. Gl. (3.11) definiert die Lage des Zündzeitpunktes t_{A0q} auf der Basis von cos-Funktionen zur Beschreibung der Netzspannungen.

$$\omega t_{A0q} = (q-1) \frac{\pi}{6} + \alpha_A - \varphi_{A(1)} - \frac{\pi}{2} \tag{3.11}$$

Der Zündzeitpunkt $t_{B0(q+p)}$ ergibt sich analog.

Das Kommutierungsende $t_{B1(q+p)}$ des Ventils $(q+p)$ des Stromrichters B kann vor oder nach $t_{A0(q+1)}$ liegen. Wenn $t_{B1(q+p)} > t_{A0(q+1)}$ gilt (Fälle 3, 4, 6 im Bild 3.3), liegt $t_{B1(q+p-1)}$ innerhalb des Bezugsintervalls ($t_{A0q} \leq t < t_{A0(q+1)}$).

3.9 Komplexer Spannungsunsymmetriefaktor

Die Beschreibung der Spannungsunsymmetrien in dieser Arbeit stützt sich auf das Modell der symmetrischen Komponenten. Dieses Modell hat zwei wesentliche Vorteile. Der erste ist sein hoher Bekanntheitsgrad und die damit verbundene Akzeptanz. Der zweite ist die im Zusammenhang mit HGÜ-Systemen mögliche kompakte Darstellung der Zusammenhänge infolge des Wegfalls des Nullsystems bei der Übertragung von Strom und Spannung durch die Stromrichtertransformatoren.

Für die quantitative Beschreibung der Spannungsunsymmetrie wird der *komplexe Spannungsunsymmetriefaktor* \underline{k}_U verwendet [63]. Dieser ist als Quotient aus dem Gegen- sowie dem Mitsystem der Spannung definiert und ergibt sich in allgemeiner Schreibweise aus Gl. (3.12).

$$\underline{k}_U = \frac{\underline{U}_{(2)}}{\underline{U}_{(1)}} = k_U \exp[j\theta_U] = k_U \exp[j(\varphi_{(2)} - \varphi_{(1)})] \quad (3.12)$$

\underline{k}_U ermöglicht in eindeutiger Weise die Beschreibung der Zeiger der Strang- und der verketteten Spannungen [64,65]. Er wird jeweils für beide Seiten der HGÜ bestimmt. Wie nachfolgend gezeigt wird, lassen sich mit Hilfe der beiden Spannungsunsymmetriefaktoren \underline{k}_{UA} (Netz A) und \underline{k}_{UB} (Netz B) die Zusammenhänge zwischen den Spannungsunsymmetrien und den durch sie hervorgerufenen

- Änderungen von diskreten Werten des Stromes im Zwischenkreis,
- Änderungen der Kommutierungswinkel und
- nichtcharakteristischen Harmonischen

vorteilhaft darstellen.

Mit Hilfe von \underline{k}_U kann außerdem die durch eine Spannungsunsymmetrie bedingte *Verschiebung des natürlichen Kommutierungszeitpunktes* δ_q jedes Ventils q berechnet werden [64,65]. Gl. (3.13) ist eine für diesen Zweck geeignete einfache und relativ genaue Näherung. Sie ergibt sich aus der Betrachtung der Nulldurchgänge der verketteten Spannungen [64]. $\delta_q > 0$ beschreibt einen verspäteten, $\delta_q < 0$ einen früheren Kommutierungszeitpunkt des Ventils q im Vergleich zu symmetrischer Spannung (δ_q in radian).

$$\delta_q \cong k_U \sin\left(\theta_U + (q+2)\frac{\pi}{3}\right) \quad (3.13)$$

Wegen $\delta_q = \delta_{q+6}$ sind die Verschiebungen der natürlichen Kommutierungszeitpunkte der im gleichen Strang liegenden Ventile jeder B6C-Brücke gleich groß. Die durch eine Spannungsunsymmetrie bedingte relative Änderung der Amplitude der für das Aufkommutieren des Ventils q maßgeblichen Kommutierungsspannung \underline{U}_{Kq} ergibt sich aus Gl. (3.14). Diese Gleichung folgt aus Gl. (3.8) mit Hilfe des Kosinussatzes.

$$\Delta u_{Kq} = \frac{\hat{U}_{Kq}}{\sqrt{3}\hat{U}_{(1)}} = \sqrt{1 + k_U^2 + 2k_U \cos\left(\theta_U + (q-1)\frac{\pi}{3}\right)} \quad (3.14)$$

Die Gleichungen (3.13) und (3.14) gelten unter Zugrundelegung der angenommenen Ventilnummerierung beginnend mit dem Ventil 1 am Strang L1 an der Anodenseite der am Yd11-Transformator angeschalteten Sechspulsbrücke (*Bild 3.1*).

Bild 3.4 zeigt die aus Spannungsunsymmetrien mit $k_U=2\%$ ($k_U=1\%$) resultierenden Änderungen δ_q der natürlichen Kommutierungszeitpunkte und der resultierenden relativen Änderungen Δu_{Kq} der Kommutierungsspannungen der aufkommutierenden Ventile 1-4 (des aufkommutierenden Ventils 2) in Abhängigkeit vom Phasenwinkel θ_U des komplexen Spannungsunsymmetriefaktors.

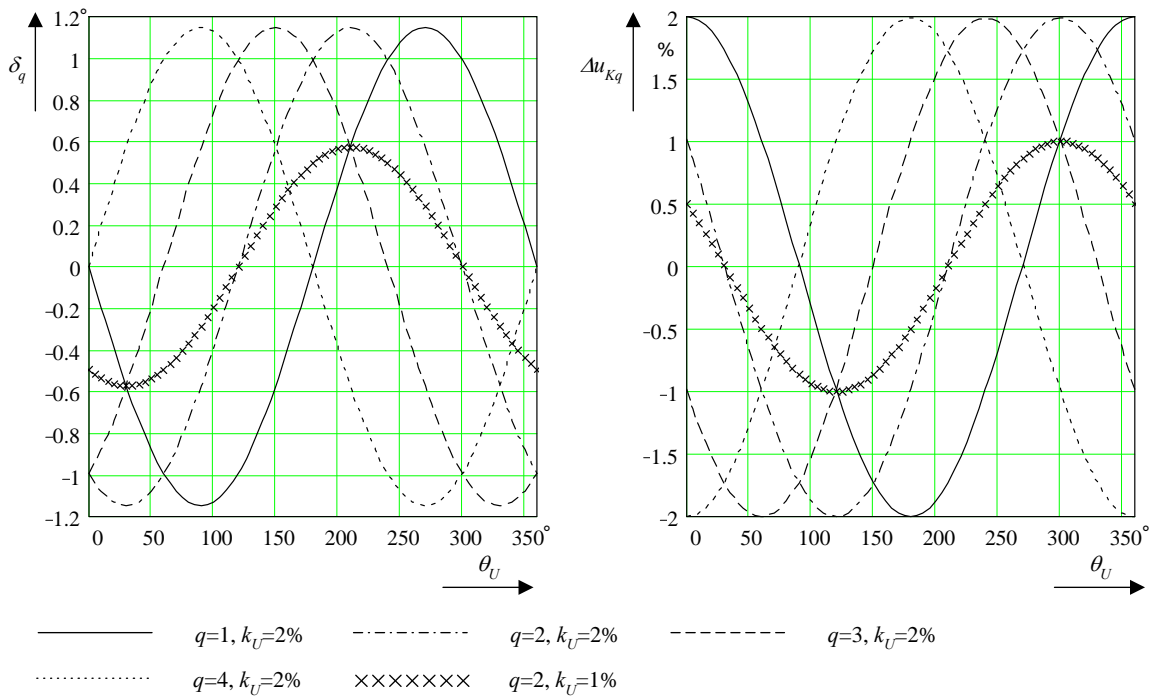


Bild 3.4 Änderungen der natürlichen Kommutierungszeitpunkte δ_q und der Kommutierungsspannungen Δu_{kq} bei Spannungsunsymmetrie

3.10 Anwendung und Modifikation von Schaltfunktionen

3.10.1 Transfer der Netzspannung auf die Gleichstromseite

Die Berechnung der aus der Übertragung der Netzspannung hervorgehenden gleichstromseitigen Spannungsharmonischen und des Gleichspannungsanteils wird nachfolgend mit Hilfe der in Kap. 2.1.2 erwähnten *stufenförmigen Schaltfunktionen* beschrieben. Im Interesse der Übersichtlichkeit wird nicht eine Schaltfunktion der Zwölfpulsbrücke analysiert, sondern es werden die Schaltfunktionen der beiden in Reihe geschalteten Sechspulsbrücken (B6C) betrachtet. Unbeachtlich des Einsatzes von reellen [35,36] oder komplexen [66] Schaltfunktionen kann das Zeitverhalten der gleichstromseitigen Klemmenspannung jeder B6C-Brücke mit der allgemeinen Gleichung

$$u_d(t) = S_{L1}(t) \cdot U_{L1}(t) + S_{L2}(t) \cdot U_{L2}(t) + S_{L3}(t) \cdot U_{L3}(t) \tag{3.15}$$

bestimmt werden. $U_{L1}(t)$, $U_{L2}(t)$ und $U_{L3}(t)$ sind die 3 Strangspannungen *auf der Ventilseite der Stromrichtertransformatoren*. Sie enthalten im allgemeinen Fall neben der Grundharmonischen weitere Harmonische und neben dem für jede Harmonische typischen Mit- oder Gegensystem auch das jeweils andere „untypische“ System. Entsprechend Kap. 3.2, Absätze (13) und (14), werden in dieser Arbeit nur das Mit- und das Gegensystem der Grundharmonischen berücksichtigt. $S_{L1}(t)$, $S_{L2}(t)$ und $S_{L3}(t)$ sind die strangspezifischen stufenförmigen Schaltfunktionen, welche den zyklischen Wechsel der Schaltzustände beschreiben und zur Berücksichtigung der Stromflussrichtung im Zeitverlauf positive und negative Werte annehmen.

Bei *Spannungsunsymmetrie*, das heißt $U_{(2)} > 0$, sind diese Schaltfunktionen wegen veränderter Pulsbreiten unsymmetrisch. Dies ist bedingt durch die von $U_{(2)}$ verursachten Abweichungen $\Delta\mu_q$ der Ventilkommütierungswinkel μ_q vom Mittelwert μ (Bild 3.5, oberste Darstellung) [35,44]. Die mathematische Beschreibung solcher unsymmetrischer Schaltfunktionen ist - wie [35] zeigt - in den meisten Fällen aufwändig. Deshalb erfolgt hier die Zerlegung der *unsymmetrischen* in eine *symmetrische* und eine *Differenz-Schaltfunktion* [25,26]. Die Differenz-Schaltfunktion ergibt sich aus der Differenz der durch unterschiedliche Kommutierungswinkel bedingten unsymmetrischen Schaltfunktion und der für symmetrische Bedingungen und äquidistante Zündung geltenden symmetrischen Schaltfunktion (Bild 3.5

Mitte). Die Differenz-Schaltfunktion besteht aus rechteckförmigen Differenzimpulsen, deren Muster sich im Abstand einer Periode wiederholt (Bild 3.5 unten). Diese Differenzimpulse haben die Breite $\Delta\mu_q$. Es gilt $\Delta\mu_q = \Delta\mu_{q+6}$.

Diese Zerlegung ermöglicht darüber hinaus die getrennte Betrachtung der Mechanismen, welche zur Herausbildung der charakteristischen und der nichtcharakteristischen Harmonischen führen.

Auch im Fall von *nichtäquidistanten Zündfolgen* sind unsymmetrische Schaltfunktionen anzuwenden. Im Unterschied zu Bild 3.5 weisen diese jedoch nicht nur unterschiedliche Längen der Kommutierungsintervalle, sondern auch unregelmäßige Schaltpunkte auf. Sie enthalten somit neben den durch $\Delta\mu_q$ bedingten Differenzimpulsen zusätzliche rechteckförmige Impulse mit der gleichen Höhe und der Breite $\Delta\alpha_q$ (Bild 3.6). $\Delta\alpha_q$ ist die Abweichung des Zündwinkels α_q des Ventils q vom mittleren Zündwinkel α .

Die *symmetrischen Schaltfunktionen* der beiden B6C-Brücken sind gleich, jedoch entsprechend der Schaltgruppe um ein Vielfaches von 30° verschoben. Demgegenüber kann die Abfolge, Größe, Lage und Polarität der Differenzimpulse in Abhängigkeit von der Unsymmetrie der Spannung oder der Zündfolge zwischen den beiden Brücken variieren.

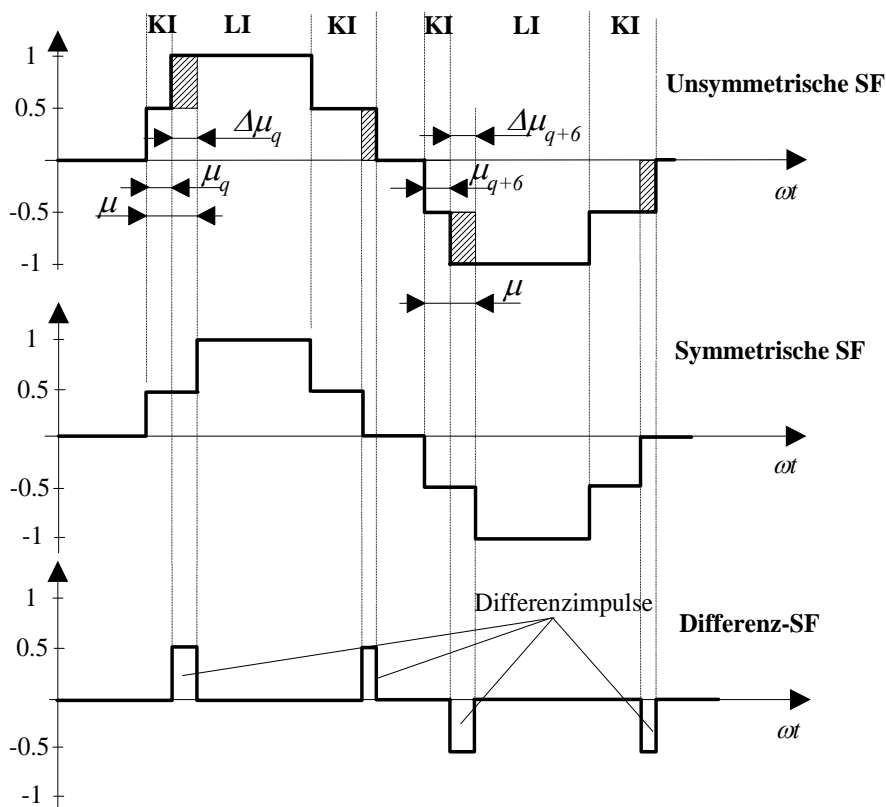


Bild 3.5 Unsymmetrische Schaltfunktion (SF) der B6C-Brücke bei Spannungsunsymmetrie, Differenz-Schaltfunktion (Differenz-SF) zur Abbildung ungleicher Kommutierungswinkel

Unter Verwendung von Sinusfunktionen ergibt sich die Fourierreihe der *symmetrischen stufenförmigen Schaltfunktion* (Bild 3.5 Mitte und Bild 3.6 Mitte) für die Phase i aus:

$$S_{Li}(t) = \sum_{h=1}^{h \max} A_h \frac{2}{\pi} \sin \left[h\omega t - h \left(\alpha + \frac{\mu}{2} - \varphi_{(1)} + (i-1) \frac{2\pi}{3} + k \frac{\pi}{6} \right) \right] \tag{3.16}$$

mit: h Ordnungszahl der Harmonischen
 i Nummer der Phase im Drehstromsystem

k Faktor für Schaltgruppe ($k=0$ für Yy0, $k=-1$ für Yd11)

$$A_h = \frac{\cos\left(h \frac{\mu}{2}\right)}{h} \left[\cos\left(h \frac{\pi}{6}\right) - \cos\left(h \frac{5\pi}{6}\right) \right]$$

Das dazugehörige Amplitudenspektrum ist im *Bild 3.7* beispielhaft für 2 Kommutierungswinkel angegeben. Es zeigt die Dominanz der Grundharmonischen. Der Einfluss der Kommutierungswinkel auf die Amplituden nimmt mit zunehmender Ordnungszahl generell zu.

Die im *Bild 3.5* (unteres Diagramm) gezeigte *Differenz-Schaltfunktion* der B6C-Brücke kann mit Gl. (3.17) unter Berücksichtigung der in *Tabelle 3.1* angegebenen Zuordnung beschrieben werden. *Tabelle 3.1* gilt für die in dieser Arbeit festgelegte Ventilnummerierung (*Bild 3.1*). Gl. (3.17) ergibt sich aus der Fourier-Zerlegung der Rechteckimpulse jeder Phase mit anschließender frequenz- und phasengerechter Addition der daraus hervorgehenden Harmonischen.

Die Fourierreihen der zur Erfassung der nichtäquidistanten Zündung verwendeten Differenz-Schaltfunktionen (*Bild 3.6*) werden in gleicher Weise entwickelt. Dafür werden die durch $\Delta\mu_q$ und $\Delta\alpha_q$ bedingten Differenzimpulse berücksichtigt.

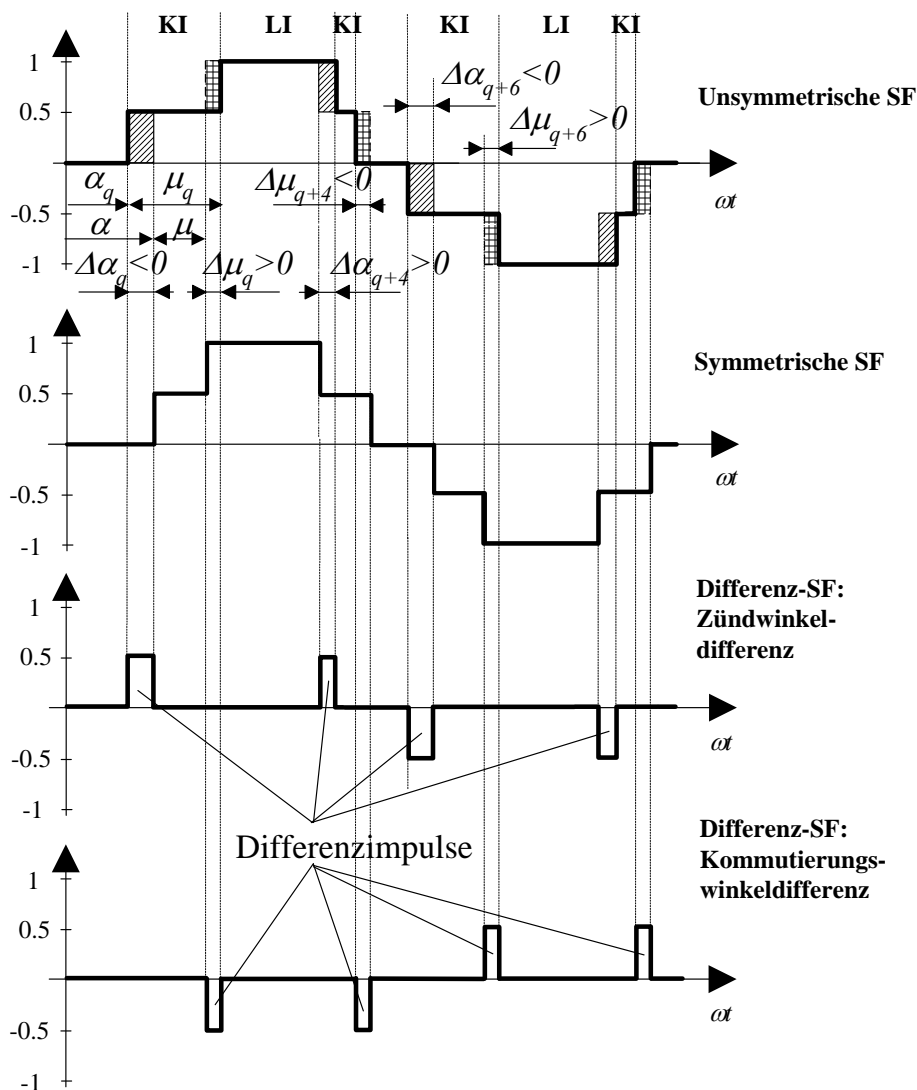


Bild 3.6 Unsymmetrische Schaltfunktion (SF) der B6C-Brücke bei nichtäquidistanter Zündung und Ableitung der Differenz-Schaltfunktionen (Differenz-SF) durch ungleiche Zünd- und Kommutierungswinkel

Tabelle 3.1 Zuordnung ausgewählter Ventile q beider B6C-Brücken zu den Phasen Li

B6C-Brücke/Schaltgruppe	Phase Li		
	$L1$	$L2$	$L3$
Yy	$q=2$	$q=6$	$q=10$
Yd	$q=1$	$q=5$	$q=9$

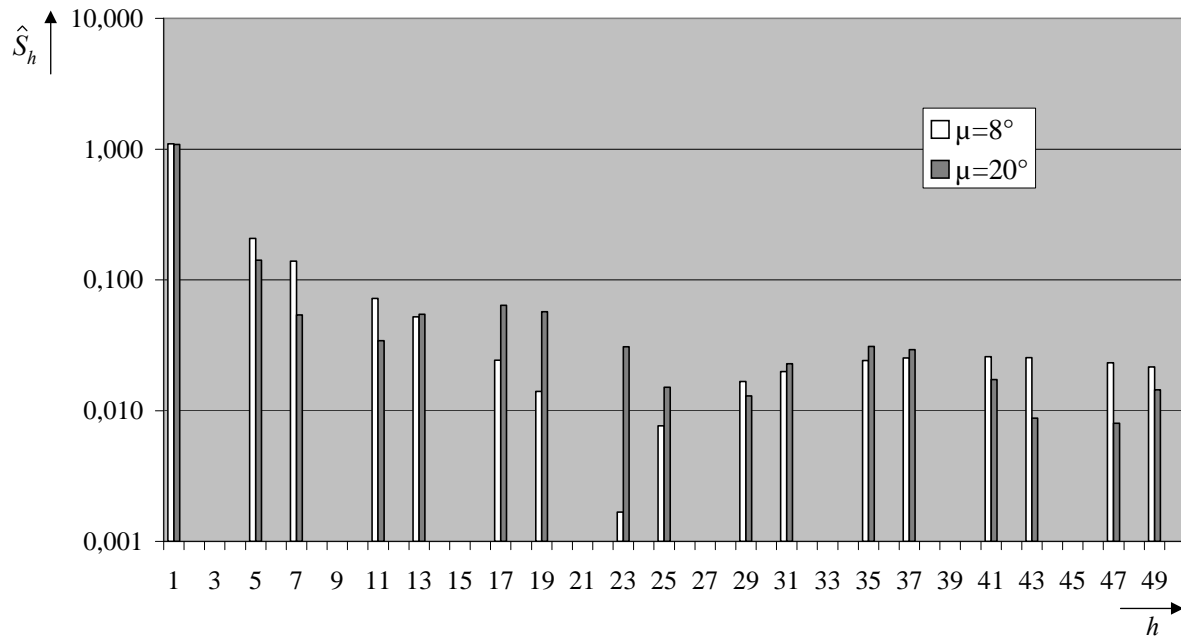


Bild 3.7 Amplitudenspektrum der symmetrischen stufenförmigen Schaltfunktion (B6C-Brücke) nach Gl. (3.16)

$$DS_{Li}(t) = \sum_{h=1}^{h_{\max}} \frac{1 - (-1)^h}{h\pi} \left[\begin{array}{l} -\sin\left(h \frac{\Delta\mu_q}{2}\right) \cdot \cos\left[h\left(\omega t - \alpha - (q-1)\frac{\pi}{6} - \mu - \frac{\Delta\mu_q}{2} + \varphi_{(1)}\right)\right] \\ + \sin\left(h \frac{\Delta\mu_{q+4}}{2}\right) \cdot \cos\left[h\left(\omega t - \alpha - (q+3)\frac{\pi}{6} - \mu - \frac{\Delta\mu_{q+4}}{2} + \varphi_{(1)}\right)\right] \end{array} \right] \quad (3.17)$$

Bild 3.8 zeigt ein typisches Amplitudenspektrum einer Sechspulsbrücke, welches sich aus einer Differenz-Schaltfunktion entsprechend Bild 3.5 mit Gl. (3.17) bei $k_u=2\%$ ergibt. Es demonstriert die folgenden grundlegenden Eigenschaften im angegebenen Frequenzbereich:

- (1) deutlich kleinere Amplituden als jene der symmetrischen Schaltfunktion (Bild 3.7)
- (2) im Vergleich zu Bild 3.7 keine ausgeprägte Verkleinerung der Amplituden der ungeradzahigen Harmonischen mit ansteigender Ordnungszahl h ,
- (3) Vernachlässigbarkeit der geradzahigen Harmonischen,
- (4) unterschiedliche Größe der Amplituden in den Phasen bei gleicher Ordnungszahl.

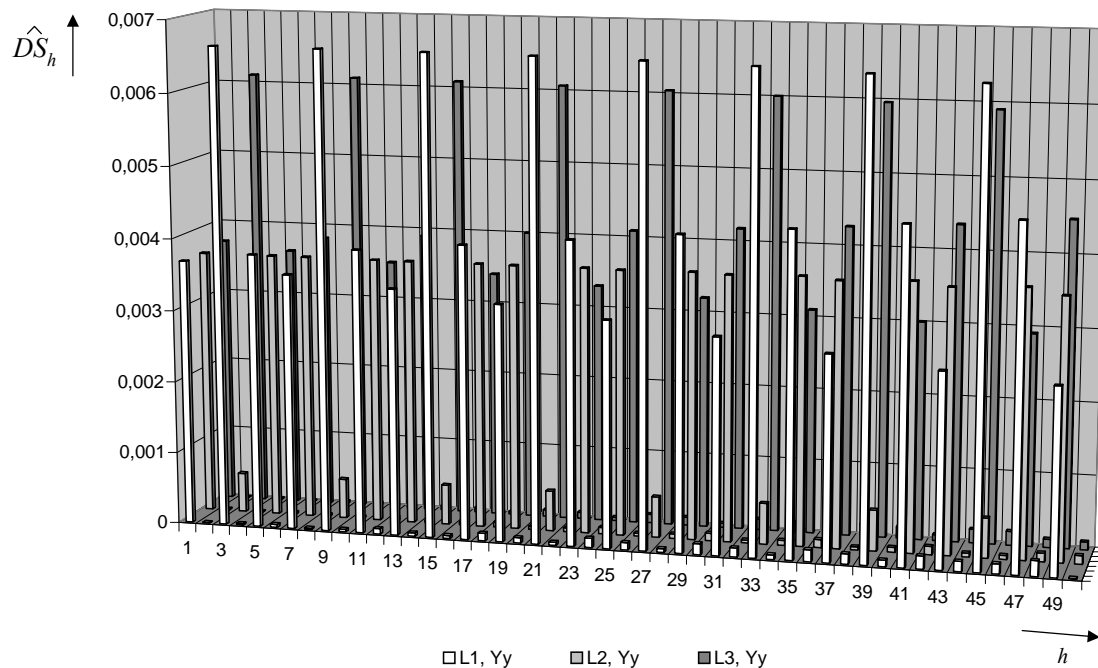


Bild 3.8 Typisches Amplitudenspektrum der aus Kommutierungswinkelabweichungen resultierenden Differenz-Schaltfunktion bei Spannungsunsymmetrie (B6C-Brücke) nach Gl. (3.17)

Für jene durch nichtäquidistante Zündung hervorgerufenen Differenz-Schaltfunktionen gelten die vor- genannten Eigenschaften unter den Voraussetzungen *kleiner* ($\Delta\alpha_q < 2,5^\circ$) und *paarweiser* Verschiebun- gen ($\Delta\alpha_q = \Delta\alpha_{q+6}$) der Zündzeitpunkte und außerdem wenn die Summe aller $\Delta\alpha_q$ gleich Null ist.

3.10.2 Transfer des Gleichstromes und seiner Harmonischen auf die Netzseite

Die Aufteilung des Zwischenkreisstromes auf die Phasen *L1-L3* mit trapezförmigen Schaltfunktionen (Kap. 2.1.2) bietet eine gute Annäherung an das tatsächliche Verhalten der B6C-Brücke. Jeder Pha- senstrom $i_{Li}(t)$ in den drehstromseitigen Zuleitungen zur B6C-Brücke erhält entsprechend den Schalt- zyklen der beiden Ventile in der entsprechenden Phase *Li* einen Anteil am Zwischenkreisstrom $i_d(t)$. Für jede B6C-Brücke gilt unter Verwendung der zur Phase *Li* gehörende trapezförmige Schaltfunktion $T_{Li}(t)$ [37]:

$$i_{Li}(t) = T_{Li}(t) \cdot i_d(t) \tag{3.18}$$

Der netzseitige Phasenstrom ergibt sich nach der Transformation der Phasenströme $i_{Li}(t)$ beider B6C- Brücken auf die Netzseite unter Berücksichtigung der Schaltgruppen und Übersetzungsverhältnisse der Stromrichtertransformatoren. Auf der Netzseite werden phasenweise die Klemmenströme beider Transformatoren (Einphasen-2-Wickler) bzw. Wicklungen (Einphasen-3-Wickler) addiert.

Bei *Spannungsunsymmetrie* oder *nichtäquidistanter Zündung* sind die trapezförmigen Schaltfunctio- nen unsymmetrisch. Es kann eine Zerlegung in eine symmetrische und entsprechende Differenz- Schaltfunktionen erfolgen, wie in Kap. 3.10.1 für die stufenförmigen Schaltfunktionen demonstriert wurde. Hinsichtlich der Eigenschaften dieser Schaltfunktionen gelten die Aussagen aus Kap. 3.10.1. Abbildungen der symmetrischen trapezförmigen Schaltfunktionen sind zum Beispiel in [37] und [66] zu finden.

Die durch Zündzeitpunktverschiebungen ($\Delta\alpha_q$) bedingten *Differenz-Schaltfunktionen* werden durch regelmäßige trapezförmige Impulse gebildet. Aus der Änderung der Kommutierungswinkel ($\Delta\mu_q$) resultieren Impulse in Form unregelmäßiger Dreiecke. Im Unterschied zu den mathematisch einfach zerlegbaren Rechteckimpulsen (Kap. 3.10.1), ist die Fourier-Zerlegung der trapezförmigen Impulse

etwas aufwändiger. Im Fall der unregelmäßigen Dreiecke empfiehlt sich eine Vereinfachung der Impulsform durch Umwandlung in regelmäßige trapezförmige Impulse [44,64].

Die Fourierreihe der *symmetrischen trapezförmigen Schaltfunktion* der B6C-Brücke ergibt sich nach Gl. (3.16) unter Ersatz von A_h durch:

$$B_h = \frac{2 \sin\left(h \frac{\mu}{2}\right)}{h^2 \cdot \mu} \left[\cos\left(h \frac{\pi}{6}\right) - \cos\left(h \frac{5\pi}{6}\right) \right] \quad (3.19)$$

Das Amplitudenspektrum der symmetrischen trapezförmigen Schaltfunktion $T_{Li}(t)$ unterscheidet sich kaum von dem im *Bild 3.7* gezeigten Spektrum der symmetrischen stufenförmigen Schaltfunktion $S_{Li}(t)$. Die Unterschiede in den Spektrallinien sind in der Größenordnung des im *Bild 3.7* dargestellten Einflusses der Kommutierungswinkel.

Für jede der aus $\Delta\alpha_q$ und aus $\Delta\mu_q$ resultierenden Folgen von trapezförmigen Differenzimpulsen ergeben sich Gleichungen zur Darstellung der entsprechenden *Differenz-Schaltfunktionen*, die eine Struktur wie Gl. (3.17) aufweisen. So gilt zum Beispiel Gl. (3.20) für eine für die Schaltgruppe Yy0 zu verwendende Differenz-Schaltfunktion, welche die aus paarweisen Zündzeitpunktverschiebungen ($\Delta\alpha_q = \Delta\alpha_{q+6}$) unmittelbar resultierende Folge von Differenzimpulsen erfasst (q gemäß *Tabelle 3.1*).

$$DT_{Li}(t) = \sum_{h=1}^{h_{\max}} \frac{4}{h\pi} \cdot \frac{\sin\left(h \frac{\mu}{2}\right)}{h \frac{\mu}{2}} \cdot \sin\left(h \frac{\pi}{2}\right) \left[\begin{array}{l} \sin\left(h \frac{\Delta\alpha_q}{2}\right) \cdot \sin\left[h \left(\omega t - \alpha - \frac{\Delta\alpha_q}{2} - \frac{\mu}{2} \right) \right] \\ - \sin\left(h \frac{\Delta\alpha_{q+4}}{2}\right) \cdot \sin\left[h \left(\omega t - \alpha - \frac{\Delta\alpha_{q+4}}{2} - \frac{\mu}{2} \right) \right] \end{array} \right] \quad (3.20)$$

Wiederholen sich die Abweichungen von $\Delta\mu_q$ oder $\Delta\alpha_q$ nach $T/2$ (Voraussetzung für die Anwendbarkeit von Gl. (3.20)) weist das zugehörige Amplitudenspektrum nur ungeradzahlige Harmonische auf. Es hat ähnliche Eigenschaften wie das im *Bild 3.8* gezeigte Amplitudenspektrum.

3.11 Verifikation der Ergebnisse

3.11.1 Simulationsrechnungen

Die Untersuchung von HGÜ-Systemen muss sich auf theoretische Betrachtungen und auf *Simulationsrechnungen* beschränken, da Versuchsaufbauten in der entsprechenden Leistungsklasse in der Regel nicht zur Verfügung stehen [67].

Simulationsrechnungen können entweder in Echtzeit mit den der Industrie sowie einigen Forschungszentren und Hochschulen zur Verfügung stehenden *Echtzeit-Simulatoren* oder in Nicht-Echtzeit mit geeigneten *Simulationsprogrammen* durchgeführt werden [67].

Unter Berücksichtigung der Anforderungen an die durchzuführenden Simulationen und im Hinblick auf den dazu notwendigen Aufwand werden die Ergebnisse der nachfolgenden Betrachtungen mit Simulationen verifiziert. Zum Zeitpunkt der Entstehung der Arbeit standen die Programme EMTP/ATP und NETOMAC zur Verfügung [68-71]. Außerdem bestand bedingt Zugang zu dem an der TU Ilmenau entwickelten Programm SALOMON [72,73]. Ein Vergleich dieser in Nicht-Echtzeit rechnenden Simulationswerkzeuge hinsichtlich einiger für die Datengewinnung und -auswertung relevanter Merkmale ist in *Tabelle 3.2* zu finden.

Nachteil der zur Verfügung gestandenen Version von SALOMON war die geringe Abtastrate von maximal 512 äquidistanten Zeitschritten je Periode der Grundschiwingung für die Datenausgabe. Damit ist keine ausreichend genaue Bestimmung von bestimmten diskreten Stromwerten, der Kommutierungswinkel und höherfrequenten Harmonischen möglich.

Aus diesen Gründen wurden alle dokumentierten Simulationsrechnungen mit dem Programm NETOMAC durchgeführt. Stichprobenweise wurden die Ergebnisse von NETOMAC-Simulationen mit Ergebnissen der beiden anderen Programme verglichen und verifiziert. Um eine umfassende Analyse zu ermöglichen, erfolgte die Abspeicherung der aufgenommenen Daten mit 16000 äquidistanten Abtastschritten je Periode. Damit ist gesichert, dass die in Kap. 3.1 genannten Nachteile der Simulation weitgehend vermieden werden und insbesondere die Änderungen des zeitlichen Verlaufes von Strom und Spannung während der Kommutierung ausreichend genau abgebildet sind.

Aufgrund der Frequenzabhängigkeit der Systemelemente und damit der frequenzabhängigen Unterschiede in deren Ersatzschaltbildern sind gleichwohl - trotz der relativ hohen Abtastfrequenz - keine Aussagen zum Verhalten des Systems bei höheren Frequenzen (ab ca. 3 kHz) möglich. Die für höherfrequente Harmonische gültigen Komponentendaten können in der Praxis zudem nur sehr selten von den Lieferanten mit ausreichender Genauigkeit zur Verfügung gestellt werden.

Tabelle 3.2 Vergleich der zugänglichen Simulationswerkzeuge (Programmversionen 1997-2000)

Simulationsprogramm	Merkmal	Folge
EMTP/ATP	Simulationsschrittweite fest Keine Interpolation der Spannungsnulldurchgänge	Sehr kleine Zeitschritte verursachen lange Rechenzeiten und große Datenmengen
NETOMAC	Interpolation der Spannungsnulldurchgänge, dabei Änderung des Abtastschrittes Abspeicherung des Datensatzes mit äquidistanter Abtastschrittweite durch Interpolation aus der gerechneten Abtastfolge	Schaltzeitpunkte werden mit hoher Genauigkeit ermittelt
SALOMON	Interpolation der Spannungsnulldurchgänge Wechsel der Abtastschrittweite auch in Abhängigkeit vom Kurvenverlauf (zum Beispiel bei Schaltzustandsänderungen) Abspeicherung eines beliebigen Zeitabschnittes der Simulation mit äquidistanter Abtastschrittweite durch Interpolation aus der gerechneten Abtastfolge	Schaltzeitpunkte werden mit hoher Genauigkeit ermittelt Relativ schnelle Berechnung und geringe Datenmengen durch Erhöhung der Abtastschrittweite bei weitgehend linearen Kurvensegmenten

3.11.2 Betrachtungsbeispiel

Die in dieser Arbeit vorgestellten Simulationen basieren auf den Daten einer in Europa ausgeführten HGK. Die Parameter der den Simulationen zugrunde liegenden Anlage und der dazugehörigen Netzdaten wurden, soweit möglich, der frei zugänglichen Literatur [74,75] entnommen und, wo dies nicht möglich war, anhand anderer Beispiele abgeschätzt. Zum Zwecke der Darstellung der funktionalen Beziehungen zwischen Systemparametern und den diskreten Stromwerten, Kommutierungswinkeln und Harmonischen werden einige Parameter in praktisch vernünftigen Grenzen variiert. Die entsprechenden Daten zur Anlage und Parametervariation sind in Anl. 4 aufgeführt.

3.11.3 Differenzvektoren

Die in dieser Arbeit verwendeten analytischen Verfahren zur Berechnung der Harmonischen enthalten verschiedene Vereinfachungen. Die Genauigkeit der Rechenergebnisse (harmonische Stromzeiger) wird deshalb in Bezug auf die – als sehr genau angesehenen – Simulationsergebnisse bewertet.

Um ein Maß für die Genauigkeit der Abbildung eines Zeigers in Betrag *und* Phasenwinkel zu erhalten, werden nachfolgend *Differenzvektoren* entsprechend *Bild 3.9* verwendet. Je kleiner diese sind, desto besser stimmen die zu vergleichenden Zeiger überein. Nachfolgend wird der *auf den harmonischen Zeiger des Simulationsergebnisses bezogene* Differenzvektor verwendet.

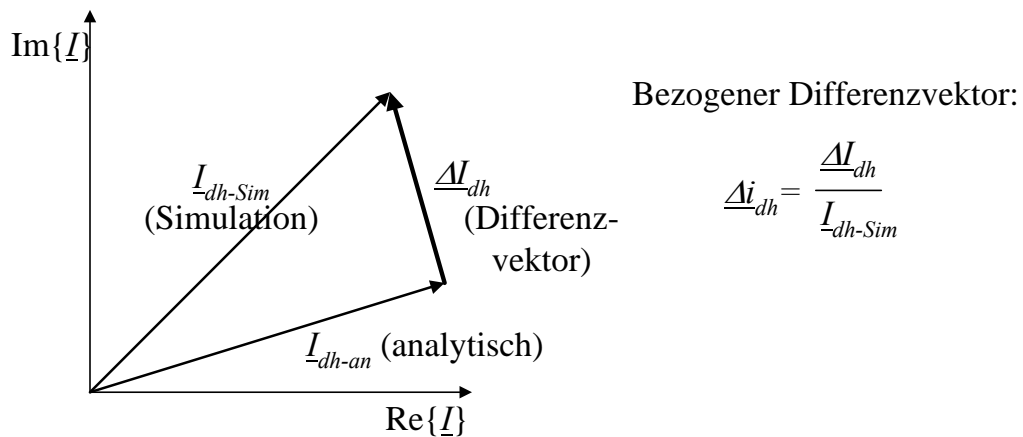


Bild 3.9 Differenzvektor der *h*-ten Stromharmonischen als Vektor-Differenz zwischen den Zeigern aus analytischer Berechnung und Simulation

4 Harmonische auf der Gleichstromseite

4.1 Bildungsgesetz

Mit Hilfe der in Kap. 3.10.1 beschriebenen Schaltfunktionen wird nun gezeigt, welche Spannungsharmonischen von jedem zwölfpulsigen HGÜ-Stromrichter auf der Gleichstromseite erzeugt werden.

Gemäß Gl. (3.15) werden phasenweise alle Harmonischen (Ordnungszahl h) jeder Schaltfunktion $S_{Li}(t)$ mit der entsprechenden Spannung zwischen der jeweiligen sekundärseitigen Klemme und dem realen (Sternschaltung) oder einem imaginären (Dreieckschaltung) Sternpunkt des Stromrichtertransformators multipliziert. Die Spannungen von Stern- und Dreieckschaltung unterscheiden sich nur um die durch die Schaltgruppe bedingte Phasenverschiebung (hier 30° wegen Kap. 3.2, Absatz (2)).

Entsprechend den Produktregeln trigonometrischer Funktionen und wegen der Festlegungen hinsichtlich der zu berücksichtigenden Harmonischen und symmetrischen Komponenten der Spannung (Kap. 3.2, Absätze (13) und (14)) entstehen bei jedem Produkt 2 Harmonische mit den Ordnungszahlen $h-1$ und $h+1$. Infolge der Phasenverschiebungen verschwindet ein Teil dieser Harmonischen nach Addition der Faltungsprodukte der 3 Phasen. Ein weiterer Teil verschwindet nach Addition der Faltungsprodukte der beiden B6C-Stromrichter, so dass die Spannung an den gleichstromseitigen Klemmen der Zwölfpulsbrücke nur bestimmte Harmonische enthält.

Wegen der in der Praxis vorhandenen Ungenauigkeiten aufgrund von Messfehlern und Toleranzen (zum Beispiel hinsichtlich der Symmetrie der Kommutierungsimpedanzen und der Äquidistanz der Zündung) kann bei der analytischen Berechnung der Harmonischen auf die Darstellung sehr kleiner Anteile des Spektrums verzichtet werden. Diese ergeben sich aus der Multiplikation kleiner Spektrallinien der Schaltfunktion mit kleinen Spektrallinien der Spannung sowie generell aus der Multiplikation mit *sehr kleinen* Spektrallinien der Schaltfunktion.

Für den Fall *unsymmetrischer Netzspannung* werden in *Tabelle 4.1* die Spektrallinien der Schaltfunktionen aus *Bild 3.7* ($S_{Li}(t)$) und *Bild 3.8* ($DS_{Li}(t)$) in 3 Größenordnungen klassifiziert.

Gemäß den Voraussetzungen (Kap. 3.2, Absätze (12)-(14)) setzt sich die auf die Ventilseite der Stromrichtertransformatoren übertragene Netzspannung nur aus *einer großen* ($U_{(1)}$) und *einer kleinen* Spektrallinie ($U_{(2)}$) zusammen.

Im rechten Teil von *Tabelle 4.1* sind die Gleichspannungsharmonischen der Zwölfpulsbrücke angegeben. Es ist erkennbar, welche Spektrallinien der Spannung (Spalten) und der Schaltfunktionen (Zeilen) für deren Herausbildung ursächlich sind. So folgt zum Beispiel der Gleichanteil U_d aus der größten Spektrallinie der symmetrischen stufenförmigen Schaltfunktion und dem Mitsystem $U_{(1)}$ der Netzspannung. Die Felder sind in 3 Stufen entsprechend der aus dem Schema ungefähr zu erwartenden Größenordnung der Gleichspannungsharmonischen U_{dh} schattiert. Die *Schattierung* ist umso dunkler, je größer die jeweilige Harmonische U_{dh} ist. Durch diesen Grad der Schattierung offenbaren sich die dominierenden Pfade für die Herausbildung der gleichstromseitigen Harmonischen. Weiterhin ist ersichtlich, welche Spektrallinien aufgrund der Phasenverschiebung zwischen den beiden B6C-Brücken *entfallen* und so den Unterschied zwischen Sechs- und Zwölfpulsbrücke kennzeichnen und welche Spektrallinien eine *vernachlässigbare* Größe haben.

Die *charakteristischen Harmonischen* U_{d12m} ($m=1,2,\dots$) werden durch das Mitsystem $U_{(1)}$ der Netzspannung und durch jeweils 2 der kleinen Spektrallinien der *symmetrischen stufenförmigen Schaltfunktion* ($S_{Li}(t)$) verursacht [35-37]. Unbeachtlich des Gleichanteils U_d zählen alle anderen Harmonischen zu den *nichtcharakteristischen Harmonischen*.

Außer dem ersten Glied sind die durch das Gegensystem der Netzspannung $U_{(2)}$ bedingten nichtcharakteristischen Harmonischen ausschließlich Produkte von kleinen Spektrallinien. Deshalb kann in vielen Fällen eine *Linearisierung* von S_{Li} , das heißt eine Reduktion auf das erste Glied ($h=1$), vorgenommen werden.

Tabelle 4.1 Grundlegende Zusammenhänge für die Herausbildung der gleichstromseitigen Harmonischen von Zwölfpulsbrücken bei Netzspannungsunsymmetrie mit Kennzeichnung der charakteristischen („c“) und nichtcharakteristischen („nc“) Harmonischen ($m=1,2,\dots$)

Schaltfunktion der B6C-Brücke	große Spektrallinien	kleine Spektrallinien	sehr kleine Spektrallinien	Netzspannung			
				große Spektrallinie		kleine Spektrallinie	
				$U_{(1)}$		$U_{(2)}$	
				Ergebnis der Faltung: Gleichspannungsharmonische			
S_{Li}	A_1			Gleichanteil	U_d	nc	U_{d2}
		A_5		entfällt		entfällt	
		A_7		entfällt		entfällt	
		A_{11}		c	U_{d12}	nc	U_{d10}
		A_{13}		c	U_{d12}	nc	U_{d14}
		A_{17}		entfällt		entfällt	
		A_{19}		entfällt		entfällt	
		A_{23}		c	U_{d24}	nc	U_{d22}
		A_{25}		c	U_{d24}	nc	U_{d26}
		$A_{12m\pm 1}$		c	U_{d12m}	nc	$U_{d12m\pm 2}$
DS_{Li}		ungeradzahlige		nc	$U_{d2}, U_{d12m\pm 2}$	vernachlässigbar	
			nc	U_{d2m} (weitere)			
			geradzahlige	vernachlässigbar		vernachlässigbar	

Die in Kap. 3.10.1 unter (1) und (2) genannten Eigenschaften von Differenzschaltfunktionen DS_{Li} , welche Kommutierungs- oder auch Zündwinkeldifferenzen mit der Wiederholperiode $T/2$ erfassen ($\Delta\mu_q = \Delta\mu_{q+6}$ bzw. $\Delta\alpha_q = \Delta\alpha_{q+6}$), übertragen sich auf jene durch Multiplikation mit $U_{(1)}$ ermittelten Faltungsprodukte. Die Vernachlässigbarkeit der geradzahligen Spektrallinien dieser Schaltfunktionen (Kap. 3.10.1, Absatz (3)) hat nun die Vernachlässigbarkeit der ungeradzahligen Harmonischen der Faltungsprodukte zur Folge. Eine Linearisierung wie bei S_{Li} ist zumindest bei der Betrachtung der Spannungsharmonischen nicht angebracht. Durch die Addition der Faltungsprodukte der Phasen und der beiden B6C-Brücken verschwinden viele Spektrallinien ($h \neq 12m \pm 2$) der Faltungsprodukte oder sie werden deutlich verkleinert.

Die bei einer Ansteuermodifikation mit $\Delta\alpha_q = \Delta\alpha_{q+6}$ zu erwartenden gleichstromseitigen Spannungsharmonischen können mit 2 Differenzschaltfunktionen nach Bild 3.6 ermittelt werden. Wegen der Wiederholperiode $T/2$ und da sowohl $\Delta\alpha_q$ als auch die aus der unsymmetrischen Ansteuerung resultierenden $\Delta\mu_q$ sich nicht um Größenordnungen von den bei Spannungsunsymmetrie auftretenden $\Delta\mu_q$ unterscheiden, gilt bezüglich DS_{Li} die Tabelle 4.1 ebenso.

4.2 Charakteristische Harmonische

Im Normalfall sind die Abweichungen von idealen Bedingungen (*Tabelle 1.1*) relativ klein, so dass die *charakteristischen Harmonischen* das Spektrum *dominieren*. Deren Ordnungszahlen sind Vielfache von 12 (U_{d12m}).

Aus der in Kap. 4.1 beschriebenen Vorgehensweise folgt Gl. (4.1) zur Berechnung der *charakteristischen Spannungsharmonischen* an den gleichstromseitigen Klemmen *eines* zwölfpulsigen Stromrichters, welche äquivalent zu den entsprechenden Gleichungen in der Literatur [7,13,76] ist. Die daraus resultierenden Stromharmonischen \underline{I}_{d12m} werden durch $\underline{I}_{d12m} = \underline{U}_{d12m} / jX_{\Sigma h}$ mit $X_{\Sigma h}$ aus Gl. (3.5) bestimmt.

$$\underline{U}_{d12m} = \frac{6U_{(1)}}{\pi} \left\{ \begin{array}{l} - A_{12m-1} \exp \left[-j \left((12m-1) \left(\alpha + \frac{\mu}{2} \right) - 12m\varphi_{(1)} \right) \right] \\ + A_{12m+1} \exp \left[-j \left((12m+1) \left(\alpha + \frac{\mu}{2} \right) - 12m\varphi_{(1)} \right) \right] \end{array} \right\} \quad (4.1)$$

mit: $m=1,2,3,\dots; A_h$ wie in Gl. (3.16) mit $h=12m\pm 1$

4.3 Nichtcharakteristische Harmonische infolge unsymmetrischer Netzspannungen

4.3.1 Betrachtungsweise

Aus *Tabelle 4.1* ist erkennbar, dass in einigen Fällen die Faltung von S_{Li} mit dem Gegensystem $U_{(2)}$ der Phase i als auch die Faltung von DS_{Li} mit dem Mitsystem $U_{(1)}$ in der Phase i nichtcharakteristische Harmonische der gleichen Ordnungszahl ergibt. Deshalb wird nachfolgend aus jedem Faltungsprodukt auf der Gleichstromseite (Index „d“) nach der Transformation in die komplexe Ebene ein Komponentenzeiger (*Tabelle 4.2*). Die Indizierung dieser Zeiger kennzeichnet neben der Ordnungszahl h den Komponentenzeiger 1 oder 2 und zusätzlich als Abgrenzung zur Ansteuermodifikation die Ursache Spannungsunsymmetrie durch den Buchstaben „U“.

Tabelle 4.2 Komponentenzeiger der Spannungsharmonischen bei Netzspannungsunsymmetrie

Komponente	Zeiger	Faltungsprodukt	Beschreibung
1	\underline{U}_{1dUh}	$S_{Li} * U_{(2)}$	Konversion des Spannungs-Gegensystems auf die Gleichstromseite
2	\underline{U}_{2dUh}	$DS_{Li} * U_{(1)}$	Einfluss der Differenzen zwischen den Ventilkommutierungswinkeln

Die Faltung von DS_{Li} mit $U_{(2)}$ generiert weitere Komponenten, deren Größenordnung den durch verschiedene Annahmen und Vereinfachungen bedingten Ungenauigkeiten entspricht. Sie können deshalb vernachlässigt werden.

Jeder vom Stromrichter erzeugte harmonische Strom- oder Spannungszeiger mit der Ordnungszahl h besteht nach dieser Betrachtungsweise folglich aus zwei Komponentenzeygern. Die vektorielle Addition der Komponentenzeiger liefert den Gesamtzeiger für die entsprechende Oberschwingung.

4.3.2 Komponente 1

Gl. (4.2) ist das Ergebnis der Faltung $S_{Li} * U_{(2)}$ und der Transformation in die komplexe Ebene. Sie dient zur Ermittlung des Komponentenzeigers \underline{U}_{1dUh} der durch Spannungsunsymmetrie hervorgerufenen Spannungsharmonischen an den gleichstromseitigen Klemmen des zwölfpulsigen Stromrichters. Die Verwendung des Spannungsunsymmetriefaktors k_U (Kap. 3.9) zeigt die Proportionalität zwischen der Größe von \underline{U}_{1dUh} und der Größe der Spannungsunsymmetrie.

$$\underline{U}_{1dU12m\pm 2} = 3k_U U_{(1)} (\pm 1) A_{12m\pm 1} \frac{2}{\pi} \exp\{-j[(12m \pm 1)(\alpha + \frac{\mu}{2}) \mp \varphi_{(2)} - (12m \pm 1)\varphi_{(1)}]\} \quad (4.2)$$

mit: $m=0,1,2,\dots$; A_h wie in Gl. (3.16) mit $h=12m\pm 1$

Aus Gl. (4.2) geht hervor, dass die Spektrallinien \underline{U}_{1dU_h} geradzahligter Ordnung sind und die charakteristischen Harmonischen im Abstand der doppelten Grundfrequenz flankieren. Das Größenverhältnis zwischen den Zeigern \underline{U}_{1dU_h} mit unterschiedlicher Frequenz wird wesentlich durch den Faktor A_h (Gl. (3.16), Bild 3.7) geprägt. Deshalb ist - wie bei den charakteristischen Harmonischen - mit zunehmender Ordnungszahl h tendenziell ebenfalls ein schnelles Abklingen auf sehr kleine Werte feststellbar. Komponente 1 der 2. Spannungsharmonischen (\underline{U}_{1dU_2}) ist daher deutlich größer, als die nächstgrößere nichtcharakteristische Harmonische.

Die von den harmonischen Komponentenzeigern \underline{U}_{1dU_h} verursachten Zeiger \underline{I}_{1dU_h} der Stromharmonischen stellen sich entsprechend der Gesamtimpedanz des Stromweges ein. Diese Gesamtimpedanz wird im niederfrequenten Bereich überwiegend durch die Transformatoren und Glättungsrosseln bestimmt. Wegen des relativ großen Anteils der 2. Harmonischen \underline{U}_{1dU_2} am Gesamtspektrum der Spannungsharmonischen und dem angenommenen induktiven sowie linearen Charakter der Gesamtimpedanz ist die Komponente 1 der nichtcharakteristischen 2. Stromharmonischen (\underline{I}_{1dU_2}) gegenüber allen anderen Spektrallinien \underline{I}_{1dU_h} ($h>2$) dominant. Dies gilt auch dann, wenn drehstromseitig Filter berücksichtigt werden. Eine Beschränkung der Betrachtung auf die 2. Harmonische ist deshalb für viele Anwendungen ausreichend.

4.3.3 Komponente 2

Die zweite Komponente \underline{U}_{2dU_h} bzw. \underline{I}_{2dU_h} jeder nichtcharakteristischen Harmonischen ist das Ergebnis der Faltung $DS_{Li} * U_{(1)}$ und der anschließenden Transformation in die komplexe Ebene. Sie bildet den Einfluss der mit der Spannungsunsymmetrie verbundenen Kommutierungswinkeländerungen $\Delta\mu_q$ ab. Die Gesamtheit aller $\Delta\mu_q$ eines Stromrichters bestimmt die Größe dieser harmonischen Komponentenzeiger mit gerader Ordnungszahl.

Möglichst genaue $\Delta\mu_q$ sind essentiell für die Genauigkeit von \underline{U}_{2dU_h} bzw. \underline{I}_{2dU_h} .

Die Spannungszeiger \underline{U}_{2dU_h} werden mit Gl. (4.3) berechnet.

$$\underline{U}_{2dU2m} = \frac{\sqrt{3}U_{(1)}}{\pi} \cdot \exp\left[j\left(2m\left(\varphi_{(1)} - \frac{\pi}{3}\right) - \frac{\pi}{2}\right)\right] \cdot \sum_{q=1}^6 \left\{ \begin{array}{l} \frac{\sin\left[(2m+1)\frac{\Delta\mu_q}{2}\right]}{2m+1} \exp\left[-j(2m+1)\left(\alpha + \mu + \frac{\Delta\mu_q}{2}\right)\right] \\ \frac{\sin\left[(2m-1)\frac{\Delta\mu_q}{2}\right]}{2m-1} \exp\left[-j(2m-1)\left(\alpha + \mu + \frac{\Delta\mu_q}{2}\right)\right] \end{array} \right\} \cdot \exp\left[-j\left(2mq\frac{\pi}{6}\right)\right] \quad (4.3)$$

mit: $m=1,2,\dots$

Gl. (4.3) zeigt, dass aufgrund des für kleine Argumente x gültigen Zusammenhangs $\sin(x) \approx x$ die Änderung der Spannungsamplituden mit wachsender Ordnungszahl $h=2m$ im Wesentlichen nur durch die Phasenbeziehungen der Summanden bestimmt wird. Wie in Kap. 6.5 gezeigt werden wird, gilt $\Delta\mu_q \approx \Delta\mu_{q+3}$ sowie $\Delta\mu_q + \Delta\mu_{q+2} \approx \Delta\mu_{q+1}$. Daraus kann abgeleitet werden, dass

- in dem allgemein interessierenden Frequenzbereich bis zur 50. Harmonischen jene nichtcharakteristischen Spannungsharmonischen etwa die gleiche Amplitude haben, deren Spektralli-

nien die charakteristischen Harmonischen im Abstand der doppelten Grundfrequenz flankieren ($h=12m\pm 2; m=0,1,2,\dots; h>0$).

- die anderen geradzahligen Harmonischen im Rahmen der hier betrachteten h und $\Delta\mu_q$ klein sind.

Die daraus resultierenden Komponentenzeiger der *Stromharmonischen* I_{2dUh} werden wegen des vornehmlich induktiven Charakters der Gesamtimpedanz (Kap. 4.3.2) mit zunehmender Frequenz kleiner. Dies bedeutet, dass die 2 Stromharmonische auch bei dieser Komponente das Spektrum dominiert.

Während sich in Gl. (4.2) der Einfluss des Spannungsunsymmetriefaktors k_U auf die Komponente 1 sofort offenbart, ist dieser Einfluss bei Komponente 2 in Gl. (4.3) nur indirekt über $\Delta\mu_q$ gegeben. Der Zusammenhang zwischen k_U und damit der Größe der Spannungsunsymmetrie und der Größe des Komponentenzeigers \underline{U}_{2dUh} wird erst nach der Betrachtung der funktionalen Beziehungen zwischen den Kommutierungswinkelabweichungen $\Delta\mu_q$ und k_U sichtbar (Kap. 6.5).

Da die Kommutierungswinkeldifferenzen $\Delta\mu_q$ nur begrenzte Größe haben und als Argument von *Sinus*-funktionen in die Berechnung der Amplituden eingehen, gilt zumindest im niederfrequenten Bereich $\underline{U}_{2dUh} \ll \underline{U}_{1dUh}$. Bei der 2. Harmonischen bildet deshalb die Komponente 1 (\underline{U}_{1dU2}) den größten Anteil an dem aus beiden Komponenten resultierenden Gesamtzeiger \underline{U}_{dU2} .

4.3.4 Berechnungsbeispiel

Den folgenden Betrachtungen wird das in Anl. 4 beschriebene Beispiel zugrundegelegt. Von den in *Tabelle A4.3* (Anl. 4) angegebenen Konstellationen der Reaktanzen wird mit der Konstellation Nr. 2 diejenige ausgewählt, die den kleinsten Wert für die Gesamtreaktanz X_Σ aufweist. Erfahrungsgemäß kann deshalb mit einer relativ hohen Welligkeit des Zwischenkreisstromes und großen Amplituden der Stromharmonischen gerechnet werden.

Unabhängig von der tatsächlichen Situation in den beteiligten Drehstromnetzen [74,75] werden unter Berücksichtigung von Kap. 3.2, Absatz (12), Gegensystem-Spannungsunsymmetrien von jeweils 2% angenommen. Der Phasenwinkel zwischen den symmetrischen Systemen $\underline{U}_{B(2)}$ und $\underline{U}_{B(1)}$ ($\varphi_{B(1)}=0$) im Netz B wird willkürlich auf $\theta_{UB}=175^\circ$ festgelegt. θ_{UA} wird dagegen variiert.

Tabelle 4.3 fasst die Konstellation für dieses Berechnungsbeispiel zusammen.

Tabelle 4.3 Parameter des betrachteten Beispiels zur Betrachtung von Netzspannungsunsymmetrien

Impedanzverhältnisse entsprechend <i>Tabelle A4.3</i> (Anl. 4)	α_A (°)	α_B (°)	$\Delta\varphi_{(1)}$ (°)	$u_{(1)}$	$k_{UA},$ k_{UB} (%)	θ_{UB} (°)	Besonderheit
Nr. 2	16	156	25	1,0	2,0	175	kleinster Wert für X_Σ

Die Kommutierungsintervalle beider Stromrichter überlappen unter diesen Bedingungen nicht. Deren Position zueinander entspricht somit dem Fall 1 im *Bild 3.3*.

Bild 4.1 zeigt für dieses Beispiel das Spektrum der Harmonischen des Zwischenkreisstromes als Folge der von beiden Stromrichtern an ihren gleichstromseitigen Klemmen verursachten Spannungsharmonischen. Wie erwartet (Kap. 4.3.2, 4.3.3) tritt die 2. Stromharmonische in diesem Spektrum deutlich hervor. Sie ist für die meisten θ_{UA} deutlich größer als die charakteristische 12. Harmonische.

Der Effektivwert der 2. Stromharmonischen kann in dem betrachteten Beispiel mit praxisnahen Systemparametern im ungünstigsten Fall Werte von über 8% des Gleichstromanteils I_d (mit $I_d=0,26 I_{dr}$) erreichen. Die daraus auf der Drehstromseite (Netz A) resultierende 3. Stromharmonische würde je nach aktueller Netz-Kurzschlussleistung S_k Effektivwerte von etwa 11A bis 14A aufweisen. Bei 2 zugeschalteten Filtern (DT 12/24) mit jeweils 120MVar [74] sind am Anschlusspunkt der HGK für die 3. Harmonische Spannungsverzerrungen im Bereich von etwa 0,2% (S_{kmax}) bis 1,9% (S_{kmin}) zu erwarten.

Die anderen durch die Spannungsunsymmetrien in beiden Netzen verursachten geradzahigen nichtcharakteristischen Harmonischen im Zwischenkreis sind deutlich kleiner als die 2. Harmonische. Die nächstgrößeren nichtcharakteristischen Harmonischen sind jene, welche die charakteristischen Harmonischen im Abstand der doppelten Grundfrequenz flankieren.

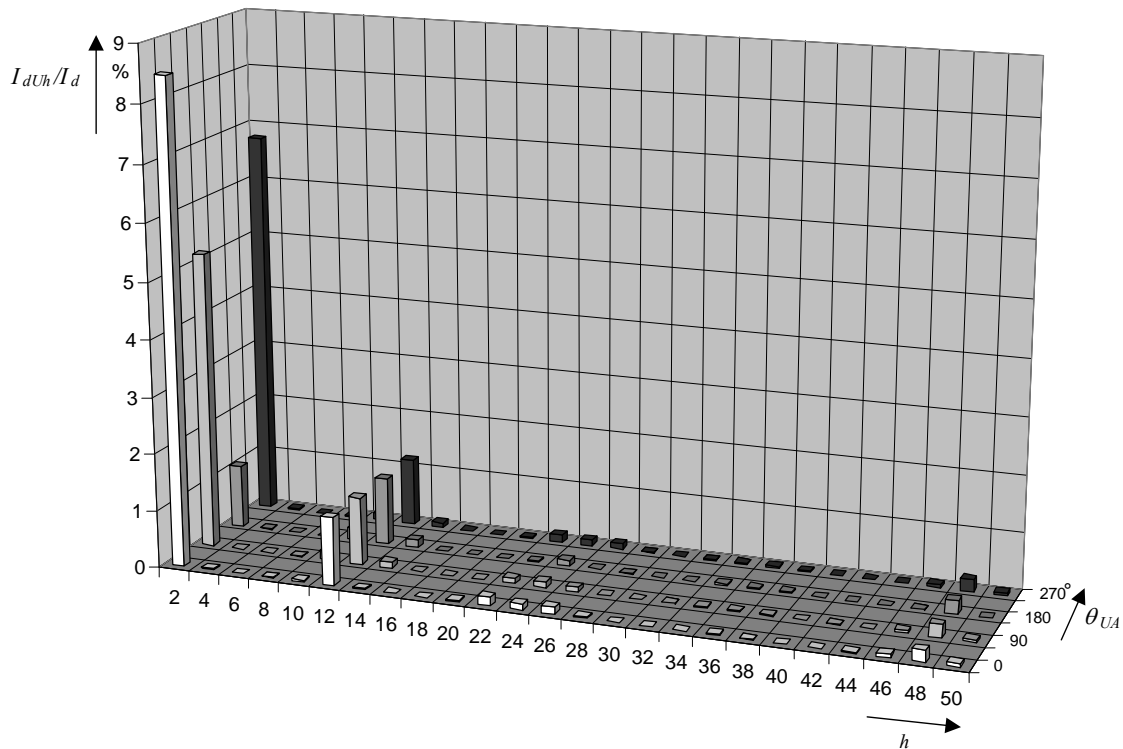


Bild 4.1 Spektrum des Zwischenkreisstromes (Effektivwerte) für $k_{UA}=2\% \angle \theta_{UA}$, $k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$

Weil die durch die Kommutierungswinkeldifferenzen $\Delta\mu_q$ bedingte Komponente 2 (Kap. 4.3.3) in unterschiedlicher Größe bei *allen* geradzahigen Ordnungszahlen auftritt, enthalten somit auch die charakteristischen Harmonischen einen durch Spannungsunsymmetrie verursachten nichtcharakteristischen Anteil. Dieser ist jedoch im Vergleich zum charakteristischen Anteil sehr gering, so dass im Bild 4.1 keine Abhängigkeit der charakteristischen Harmonischen von θ_{UA} zu erkennen ist.

Während Bild 4.1 die Größe der durch die Netzspannungsunsymmetrien bedingten Stromharmonischen im Zwischenkreis angibt, wird im Bild 4.2 für einige nichtcharakteristische Harmonische die erzielte Genauigkeit der allein aus dem Komponentenzeiger 1 (Gl. (4.2)) und der aus beiden Komponentenzeigern (Gl. (4.2) und (4.3)) ermittelten Gesamtzeiger im Vergleich mit dem Simulationsergebnis demonstriert. Der Fehler wird durch die Größe der bezogenen Differenzvektoren (Kap. 3.11.3) angezeigt.

Zur analytischen Berechnung der $\Delta\mu_q$ wird an dieser Stelle Gl. (2.1) durch Berücksichtigung der Verschiebung der natürlichen Kommutierungszeitpunkte δ_q (Gl. (3.13)) und der Änderungen der Kommutierungsspannungen Δu_{Kq} (Gl. (3.14)) so modifiziert, dass für jedes Ventil q ein ventilspezifischer Kommutierungswinkel μ_q ermittelt wird [44]. Die Berechnung basiert somit auf der Annahme eines ideal geglätteten Gleichstromes. Die Differenz aus μ_q und dem mittleren Kommutierungswinkel μ aller Ventile eines Stromrichters ist $\Delta\mu_q$.

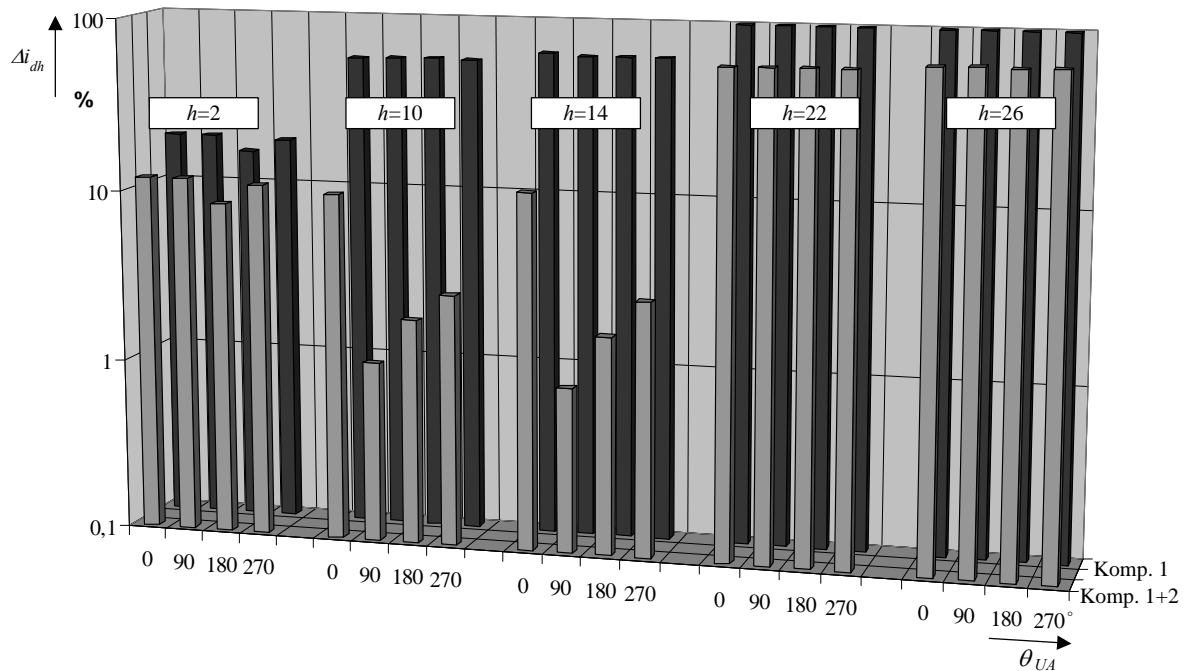


Bild 4.2 Größen der bezogenen Differenzvektoren Δi_{dh} der niederfrequenten nichtcharakteristischen Harmonischen der Ordnung h nach Kap. 3.11.3 für $k_{UA}=2\% \angle \theta_{UA}$ und $k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$ bei Berechnung der Gesamtzeiger aus Komponente 1 (Komp. 1) und alternativ aus der vektoriellen Summe der Komponenten 1 und 2 (Komp. 1+2)

4.3.5 Bewertung der Genauigkeit und Schlussfolgerung

Bei Betrachtung der Differenzvektoren der größten nichtcharakteristischen Stromharmonischen im *Bild 4.2* lässt sich Folgendes feststellen:

1. Die Differenzen zwischen den Ventilkommutierungswinkeln μ_q verursachen Veränderungen der Pulsbreiten. Die Vernachlässigung dieser Veränderungen, deren Beitrag zum harmonischen Stromzeiger durch die Komponente 2 beschrieben wird, hat große Ungenauigkeiten zur Folge.
2. Durch die Berücksichtigung von Komponente 2 wird zum Teil eine deutliche Verbesserung erzielt, die jedoch noch nicht für alle Harmonischen als ausreichend angesehen wird.

Zur Berechnung von Komponente 2 wurden die Kommutierungswinkeldifferenzen $\Delta\mu_q$ mit der in Kap. 4.3.4 beschriebenen Herangehensweise ermittelt. Die bei diesem Vorgehen enthaltenen Ungenauigkeiten (Kap. 2.4) können ursächlich für die Abweichungen zwischen dem analytisch ermittelten Gesamtzeiger „Komp. 1+2“ der nichtcharakteristischen Harmonischen und dem Simulationsergebnis sein (Kap. 2.1.3). Dies erfordert daher zunächst eine tiefere Betrachtung der Kommutierungswinkel.

4.4 Nichtcharakteristische Harmonische infolge Ansteuermodifikation

4.4.1 Bedingungen für die Steuerungsunsymmetrie

Hintergrund der Betrachtungen ist die Untersuchung der Möglichkeit, durch eine Ansteuermodifikation, das heißt eine gezielt unsymmetrische und damit nichtäquidistante Zündung der Ventile, eine oder mehrere der aus Netzspannungsunsymmetrien resultierenden nichtcharakteristischen Harmonischen zu kompensieren (Kap. 2.2).

Die Analyse der Differenzschaltfunktionen (Kap. 3.10.1) und der daraus hervorgehenden Harmonischen (Kap. 4.1) zeigen, dass unter den nachfolgend genannten Bedingungen (1)-(3) durch eine un-

symmetrische Ansteuerung nur geradzahlige Spannungsharmonische unterschiedlicher Größe auf der Gleichstromseite erzeugt werden.

- (1) Die ventilspezifischen Zündwinkeländerungen $\Delta\alpha_q$ sind klein (nicht größer als etwa $\pm 2,5^\circ$).
- (2) Die Zündwinkeländerungen erfolgen periodisch mit der Wiederholperiode $T/2$, das heißt, es gibt 6 Ventilpaare ($q/q+6$) mit jeweils gleichem $\Delta\alpha_q$.
- (3) Die Summe der Zündwinkeländerungen $\Delta\alpha_q$ aller Ventile q jedes Stromrichters ist Null.

Die bei dieser Ansteuermodifikation aus allen $\Delta\alpha_q$ sowie aus allen $\Delta\mu_q$ gebildeten Differenzschaltfunktionen sind weitgehend analog zu den bei Spannungsunsymmetrie aus allen $\Delta\mu_q$ folgenden Differenzschaltfunktionen (Kap. 3.10.1). Deshalb gelten für die daraus hervorgehenden harmonischen Spannungszeiger und der daraus folgenden Stromzeiger hinsichtlich deren frequenzabhängiger Größe die Aussagen aus Kap. 4.3.3.

Aus technischer und auch aus analytischer Sicht ermöglicht die Einhaltung der vorgenannten Bedingungen überdies:

- Bedingung (1) ermöglicht in der Praxis eine ungestörte Gesamtfunktion der Stromrichter sowie einen Betrieb mit einem optimalen Leistungsfaktor. Sie erlaubt überdies eine Linearisierung zur Vereinfachung der Gleichungen.
- Die Wiederholperiode $T/2$ und damit Bedingung (2) hat neben der Unterdrückung ungeradzahliger nichtcharakteristischer Harmonischer im Zwischenkreis zur Folge, dass die positiven und negativen Stromblöcke in jeder Phase gleiche Form und Größe haben. Somit wird kein Gleichstrom in den Transformatorwicklungen verursacht, welcher zu Sättigungserscheinungen mit allen damit verbundenen nachteiligen Effekten führen könnte.
- Bedingung (3) sichert im Zusammenhang mit Bedingung (1), dass keine merkliche Änderung des Gleichanteils im Zwischenkreisstrom infolge der unsymmetrischen Ansteuerung auftritt.

4.4.2 Komplexer Steuerungsunsymmetriefaktor

Die in Kap. 4.4.1 festgelegten Grundsätze für die unsymmetrische Ansteuerung der Stromrichterventile erlauben für jede Zwölfpulsbrücke die eindeutige Beschreibung der Ansteuermodifikation durch einen einzigen *komplexen Steuerungsunsymmetriefaktor* \underline{k}_S . Dieser bildet in kompakter Weise die Größe aller $\Delta\alpha_q$ ($q=1\dots 12$) eines Stromrichters und deren Muster ab. \underline{k}_S ist somit ein Hilfsmittel zur Quantifizierung der Steuerungsunsymmetrie, das aus folgender Überlegung abgeleitet wird:

Bei Betrachtung der durch eine Netzspannungsunsymmetrie normaler Größe verursachten Verschiebungen der natürlichen Kommutierungszeitpunkte δ_q aller Ventile q ($q=1\dots 12$) der Zwölfpulsbrücke (Kap. 3.9) wird deutlich, dass diese δ_q die in Kap. 4.4.1 genannten Bedingungen (1)-(3) erfüllen. Gl. (3.13) demonstriert, dass zur Berechnung von δ_q neben der Ventilnummer q nur der Betrag k_U und der Phasenwinkel θ_U des komplexen Spannungsunsymmetriefaktors \underline{k}_U benötigt werden. Je größer k_U ist, desto größer ist jedes δ_q . Die Größenverhältnisse der δ_q untereinander werden von θ_U bestimmt. Es liegt daher nahe, zur Berechnung von $\Delta\alpha_q$ die gleichen Prinzipien wie zur Berechnung von δ_q zu verwenden. Analog zu \underline{k}_U wird deshalb zur Beschreibung der vorgesehenen Ansteuermodifikation der komplexe Steuerungsunsymmetriefaktor \underline{k}_S mit dem Betrag k_S und dem Phasenwinkel θ_S eingesetzt.

In Abwandlung von Gl. (3.13) gilt daher Gl. (4.4) für die in dieser Arbeit verwendete Ventilnummerierung ($\Delta\alpha_q$ in radian)

$$\Delta\alpha_q = k_S \sin\left(\theta_S + (q+2)\frac{\pi}{3}\right) \quad (4.4)$$

Eine grafische Darstellung des Zusammenhangs zwischen dem Betrag k_S und dem Argument θ_S des komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors \underline{k}_S einerseits und den Zündwinkeländerungen $\Delta\alpha_q$ andererseits ist in Anl. 5 zu finden.

Die Linearität des Zusammenhangs zwischen k_S und $\Delta\alpha_q$ (siehe Gl. (4.4)) ist, neben der Eindeutigkeit der Abbildung, ein wichtiges Argument für die Verwendung des komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors bei der vorgesehenen Modifizierung der Ansteuerung.

Die umgekehrte Berechnung eines k_S aus den Zündwinkeländerungen $\Delta\alpha_q$ ist im Rahmen dieser Betrachtung nicht notwendig.

4.4.3 Betrachtungsweise

Aus Kap. 3.10.1 sowie Kap. 4.1 geht hervor, dass die bei modifizierter Ansteuerung entstehenden nichtcharakteristischen Harmonischen durch unterschiedliche Längen der Schaltzyklen der Ventile verursacht werden. Im Gegensatz zur Spannungsunsymmetrie (Kap. 4.3) sind die durch Zünd- ($\Delta\alpha_q$) und Kommutierungswinkeldifferenzen ($\Delta\mu_q$) bedingten Differenzimpulse für die Herausbildung der Harmonischen maßgeblich. Andererseits muss keine Komponente betrachtet werden, die unabhängig von diesen Differenzimpulsen wirksam ist. Aus der Folge der Differenzimpulse werden 2 Differenzschaltfunktionen gebildet (Bild 3.6, Kap. 3.10.1). Gemäß Tabelle 4.1 und den Ausführungen in den Kap. 4.1 und 4.3.1 reicht es aus, diese Schaltfunktionen allein mit dem auf die Ventilseite der Stromrichtertransformatoren übertragenen Mitsystem $U_{(1)}$ der Netzspannung zu falten. Da wegen der in Kap. 4.4.1 genannten Bedingungen aus beiden Differenzimpulsfolgen nach der Faltung jeweils Harmonische mit gerader Ordnungszahl entstehen, wird nachfolgend jedem Faltungsprodukt ein Komponentenzeiger zugeordnet (Tabelle 4.4). Die Indizierung der Komponentenzeiger ist analog zu Kap. 4.3, wobei nun der Buchstabe „S“ als Abgrenzung zur Spannungsunsymmetrie verwendet wird.

Tabelle 4.4 Komponentenzeiger der Spannungsharmonischen bei Ansteuermodifikation

Komponente	Zeiger	Faltungsprodukt	Beschreibung
1	\underline{U}_{1dSh}	$DS1_{Li} * U_{(1)}$	Einfluss der Zündwinkeldifferenzen $\Delta\alpha_q = \alpha_q - \alpha$
2	\underline{U}_{2dSh}	$DS2_{Li} * U_{(1)}$	Einfluss der Kommutierungswinkelabweichungen $\Delta\mu_q = \mu_q - \mu$

Die nachfolgende Betrachtung erfolgt deshalb in zweierlei Hinsicht analog zu Kap. 4.3:

- phasenweise Faltung von $U_{(1)}$ mit Differenzschaltfunktionen (Komponente 2 in Kap. 4.3), Addition und Transformation in die komplexe Ebene,
- vektorielle Addition von 2 Komponentenzeigern liefert den Gesamtzeiger jeder nichtcharakteristischen Harmonischen

4.4.4 Komponente 1

Die Gesamtheit aller $\Delta\alpha_q$ ($q=1..12$) eines Stromrichters bestimmt den Komponentenzeiger \underline{U}_{1dSh} . Die zu dessen Berechnung anzuwendende Gl. (4.5) ist das Ergebnis der Faltung (Kap. 4.4.3), anschließender Addition der Faltungsprodukte und Transformation in die komplexe Ebene. Gl. (4.5) beschreibt den Komponentenzeiger 1 der im Leerlauf an den gleichstromseitigen Klemmen eines zwölfpulsi- gen Stromrichters auftretenden nichtcharakteristischen Spannungsharmonischen.

Wegen der gleichartigen Vorgehensweise und der gleichen Größenordnung von $\Delta\alpha_q$ und den bei Spannungsunsymmetrie auftretenden $\Delta\mu_q$ gibt es nur geringe Unterschiede zu Gl. (4.3). Dies hat zur Folge, dass die Frequenzabhängigkeiten der Beträge von \underline{U}_{1dSh} bzw. \underline{I}_{1dSh} jene Eigenschaften zeigen, die in Kap. 4.3.3 für \underline{U}_{2dUh} bzw. \underline{I}_{2dUh} beschrieben wurden.

$$\underline{U}_{1dS2m} = \frac{\sqrt{3}U_{(1)}}{\pi} \cdot \exp\left[j\left(2m\left(\varphi_{(1)} + \frac{2\pi}{3}\right) - \frac{\pi}{2}\right)\right] \cdot \sum_{q=1}^6 \left\{ \begin{array}{l} \frac{\sin\left[(2m+1)\frac{\Delta\alpha_q}{2}\right]}{2m+1} \exp\left[-j(2m+1)\left(\alpha + \frac{\Delta\alpha_q}{2}\right)\right] \\ \frac{\sin\left[(2m-1)\frac{\Delta\alpha_q}{2}\right]}{2m-1} \exp\left[-j(2m-1)\left(\alpha + \frac{\Delta\alpha_q}{2}\right)\right] \end{array} \right\} \cdot \exp\left[-j\left(2mq\frac{\pi}{6}\right)\right] \quad (4.5)$$

mit: $m=1,2,3,\dots$

Der Zusammenhang zum komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors k_S ergibt sich über $\Delta\alpha_q$ (Gl. (4.4)). Da für kleine $\Delta\alpha_q$ und kleine Ordnungszahlen Gl. (4.6) gilt, ist zumindest für die Größe des Komponentenzeigers 1 der 2. Harmonischen (\underline{U}_{1dS2}) eine weitgehend lineare Abhängigkeit von k_S gegeben.

$$\sin\left((2m \pm 1)\frac{\Delta\alpha_q}{2}\right) \cong \sin\left((2m \pm 1)\frac{k_S \sin\left(\theta_S + (q+2)\frac{\pi}{3}\right)}{2}\right) \approx (2m \pm 1)\frac{k_S \sin\left(\theta_S + (q+2)\frac{\pi}{3}\right)}{2} \quad (4.6)$$

Die hier betrachtete Komponente 1 wird nicht von der Größe des Zwischenkreisstromes beeinflusst. Der dadurch bedingte Anteil an der Stromverzerrung ist somit im Teillastbetrieb größer als im Vollastbetrieb.

Es lässt sich zeigen, dass bei den angenommenen kleinen $\Delta\alpha_q$ keine ausgeprägte Abhängigkeit des Betrages des Spannungszeigers \underline{U}_{1dS2} von θ_S existiert und dessen Größe letztlich hauptsächlich durch die Größe von $\Delta\alpha_q$ und damit k_S bestimmt wird. Dies erleichtert die gesteuerte Erzeugung dieser Zeiger.

4.4.5 Komponente 2

Die zweite Komponente \underline{U}_{2dSh} bzw. \underline{I}_{2dSh} bildet den Einfluss der durch die Ansteuermodifikation bedingten Kommutierungswinkeländerungen $\Delta\mu_q$ aller Ventile eines Stromrichters auf jede der hier betrachteten Harmonischen ab.

Wegen der Analogie der Zusammenhänge unterscheidet sich die Berechnungsvorschrift für \underline{U}_{2dSh} nur geringfügig von Gl. (4.5):

Man erhält \underline{U}_{2dSh} unter den in Kap. 4.4.1 genannten Bedingungen mit Gl. (4.5) nach Ersetzen von „ α “ durch „ $\alpha+\mu$ “ sowie von „ $\Delta\alpha_q$ “ durch „ $\Delta\alpha_q+\Delta\mu_q$ “.

Wie schon in Kap. 4.3.3 betont wurde, ist es im Hinblick auf die Genauigkeit der zu berechnenden nichtcharakteristischen Harmonischen notwendig, die Kommutierungswinkelabweichungen $\Delta\mu_q$ möglichst präzise zu ermitteln.

Der Zusammenhang zwischen dem harmonischen Komponentenzeiger \underline{U}_{2dsh} und dem Faktor \underline{k}_S wird über $\Delta\alpha_q$ und $\Delta\mu_q$ hergestellt. Die Funktion $\Delta\alpha_q=f(\underline{k}_S)$ ist durch Gl. (4.4) mit ausreichender Genauigkeit gegeben. Die funktionalen Beziehungen zwischen $\Delta\mu_q$ und \underline{k}_S werden an späterer Stelle betrachtet. Es sei hier vorweggenommen, dass nicht nur die Größe von $\Delta\alpha_q$ sondern auch die Größe von $\Delta\mu_q$ im Rahmen der hier betrachteten Steuerungsunsymmetrien nahezu linear von k_S abhängig ist. Da überdies sowohl $\Delta\alpha_q$ als auch $\Delta\mu_q$ relativ klein sind, lässt sich der in Gl. (4.6) dargestellte Zusammenhang entsprechend übertragen. Deshalb ist somit zumindest für die Größe der 2. Harmonischen, das heißt für U_{2ds2} , eine annähernd lineare Abhängigkeit von k_S und daher von der Größe der Steuerungsunsymmetrie zu erwarten.

Wie für \underline{U}_{1ds2} (Kap. 4.4.4) kann gezeigt werden, dass zumindest bei relativ kleinen Steuerungsunsymmetrien der Winkel θ_S keinen großen Einfluss auf den Betrag U_{2ds2} besitzt. Diese Aussage für U_{2ds2} ergibt sich aus der gleichen Betrachtung wie für U_{1ds2} jedoch hier mit um $\Delta\mu_q$ „vergrößerten“ $\Delta\alpha_q$. Bedingt durch $\Delta\mu_q$ ist der Einfluss von θ_S auf U_{2ds2} jedoch tendenziell größer als auf U_{1ds2} .

Aus Analogiegründen gelten für die Frequenzabhängigkeit von U_{2dsh} bzw. die daraus hervorgehenden Stromharmonischen I_{2dsh} die gleichen Zusammenhänge wie für die Beträge von \underline{U}_{1dsh} bzw. \underline{I}_{1dsh} (Kap. 4.4.4) und \underline{U}_{2dUh} bzw. \underline{I}_{2dUh} (Kap. 4.3.3).

Weitere Einflussfaktoren auf die Komponente 2 sind:

- die Größe des Zwischenkreisstromes und
- eine Ansteuermodifikation im Stromrichter der Gegenseite

Diese Einflüsse werden mit zunehmender Ordnungszahl h größer. Sie resultieren aus den Abhängigkeiten der Ventilkommutierungswinkel bzw. der Kommutierungswinkelabweichungen $\Delta\mu_q$ von den diskreten Werten des Zwischenkreisstromes am Beginn und Ende der Kommutierungsintervalle (Gl. (2.2)) Diese diskreten Werte variieren wegen Laständerungen und wegen der in der Praxis nicht erreichbaren idealen Glättung des Zwischenkreisstromes.

4.4.6 Berechnungsbeispiel

Anhand eines Beispiels werden nachfolgend die Zusammenhänge zwischen Ansteuermodifikation und den dadurch verursachten nichtcharakteristischen Stromharmonischen aufgezeigt. Um diese Harmonischen mit den aus Netzspannungsunsymmetrien resultierenden nichtcharakteristischen Stromharmonischen vergleichen zu können, wird das gleiche Beispiel verwendet wie in Kap. 4.3.4. Die grundlegenden Parameter sind deshalb in Anl. 4 und *Tabelle 4.3* (Kap. 4.3.4) zu finden. Auch I_d wird gegenüber Kap. 4.3.4 nicht verändert. Jedoch werden nun *symmetrische Spannungen* ($k_{UA}=k_{UB}=0$) und *nichtäquidistante Zündfolgen* angewendet. Die ohmschen Anteile der Impedanzen bleiben auch hier vernachlässigt.

Es werden Zündzeitpunktverschiebungen in beiden Stromrichtern vorgenommen. Im Stromrichter A erfolgt eine Modifikation der Ansteuerung im Bereich von $|\underline{k}_{SA}|=0\dots,05$ und $\theta_{SA}=0\dots360^\circ$. Die Ventile in Stromrichter B zünden mit bis zu etwa 1° Differenz zu dem durch α_B vorgegebenen Zeitpunkt gemäß $\underline{k}_{SB}=0,02 \angle 0$.

Unter diesen Bedingungen kann zum Beispiel bei $k_{SA}=0,02$ eine 2. Stromharmonische von maximal etwa 2,8% des Gleichanteils auftreten (*Bild 4.3*). Für $k_{SA}=0,05$ beträgt dieser Wert im Maximum etwa 4,4% (*Bild 4.3*). *Bild 4.3* zeigt darüber hinaus:

- den Einfluss der Phasendifferenz zwischen θ_{SA} (variabel) und θ_{SB} (konstant) auf die Größe der nichtcharakteristischen Harmonischen,
- die faktische Unabhängigkeit der charakteristischen Harmonischen von der Modifikation der Ansteuerung,
- die Dominanz der charakteristischen 12. Harmonischen und der nichtcharakteristischen 2. Stromharmonischen im Spektrum.

Die anderen durch die Ansteuermodifikation verursachten geradzahlig nichtcharakteristischen Harmonischen treten vor allem als Seitenbänder der charakteristischen Harmonischen auf. Deren Amplituden sind jedoch deutlich kleiner als die Amplituden der 2. und 12. Harmonischen.

Jede der im *Bild 4.3* dargestellten Spektrallinien der nichtcharakteristischen Harmonischen ist die Vektorsumme der in den Kap. 4.4.4 und 4.4.5 beschriebenen Komponentenzeiger.

Analog zu Kap. 4.3.4 wird nun für einige nichtcharakteristische Harmonische gezeigt, welche Genauigkeit mit und ohne Berücksichtigung der Kommutierungswinkeldifferenzen $\Delta\mu_q$ erreichbar ist. Dafür wurden die Harmonischen einmal nur aus Komponente 1 (Gl. (4.5)) und ein zweites Mal aus der Vektorsumme der Komponenten 1 und 2 (Kap. 4.4.5) berechnet. Die Genauigkeit der Ergebnisse im Vergleich mit Simulationen wird - wie in Kap. 4.3.4 - unter Verwendung der bezogenen Differenzvektoren dargestellt (*Bild 4.4*).

Die für die analytische Berechnung von Komponente 2 notwendigen $\Delta\mu_q$ resultieren aus den Differenzen des jeweiligen Ventilkommutierungswinkels μ_q und dem mittleren Kommutierungswinkel μ aller Ventile des Stromrichters. Die Ventilkommutierungswinkel μ_q wurden bei Annahme eines ideal geglätteten Gleichstromes mit Gl. (2.1) unter Berücksichtigung der modifizierten Zündwinkel $\alpha_q = \alpha + \Delta\alpha_q$ ermittelt.

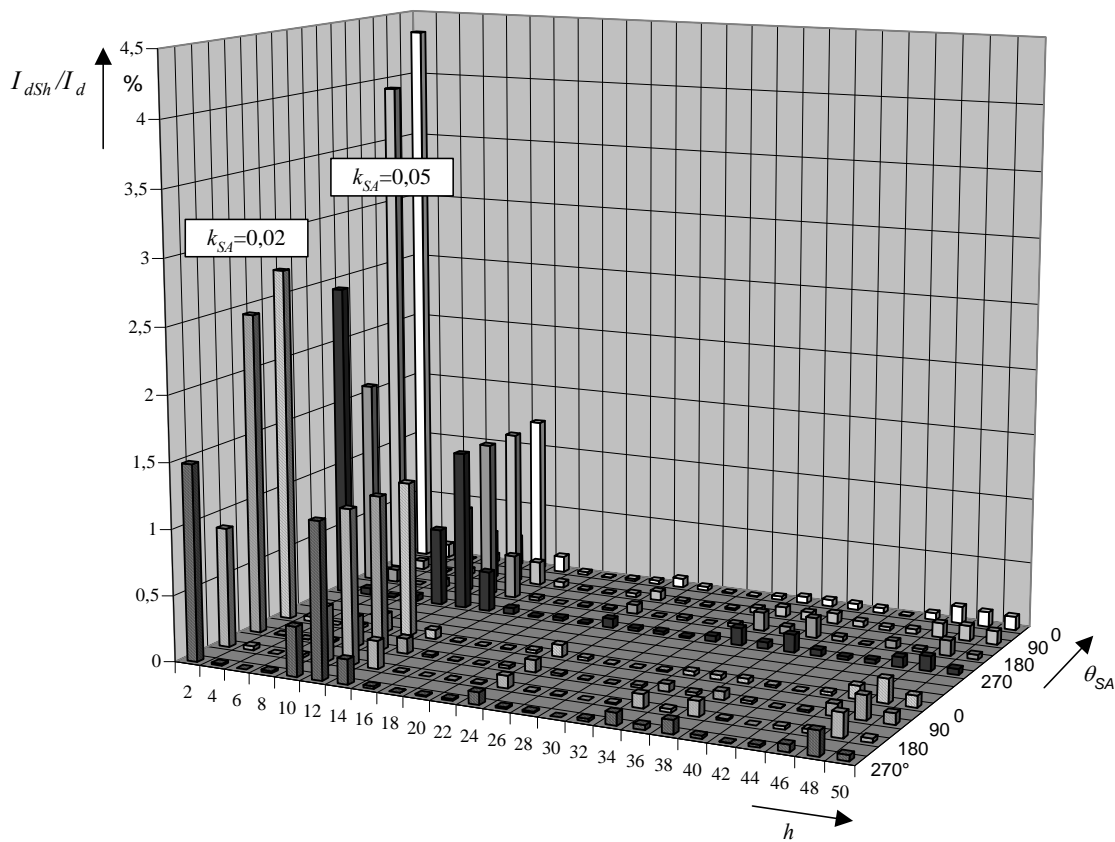


Bild 4.3 Spektrum des Zwischenkreisstromes (Effektivwerte) für $k_{SA}=0,02 \angle \theta_{SA}$ (vorn) sowie $k_{SA}=0,05 \angle \theta_{SA}$ (hinten) bei $k_{SB}=0,02 \angle 0$

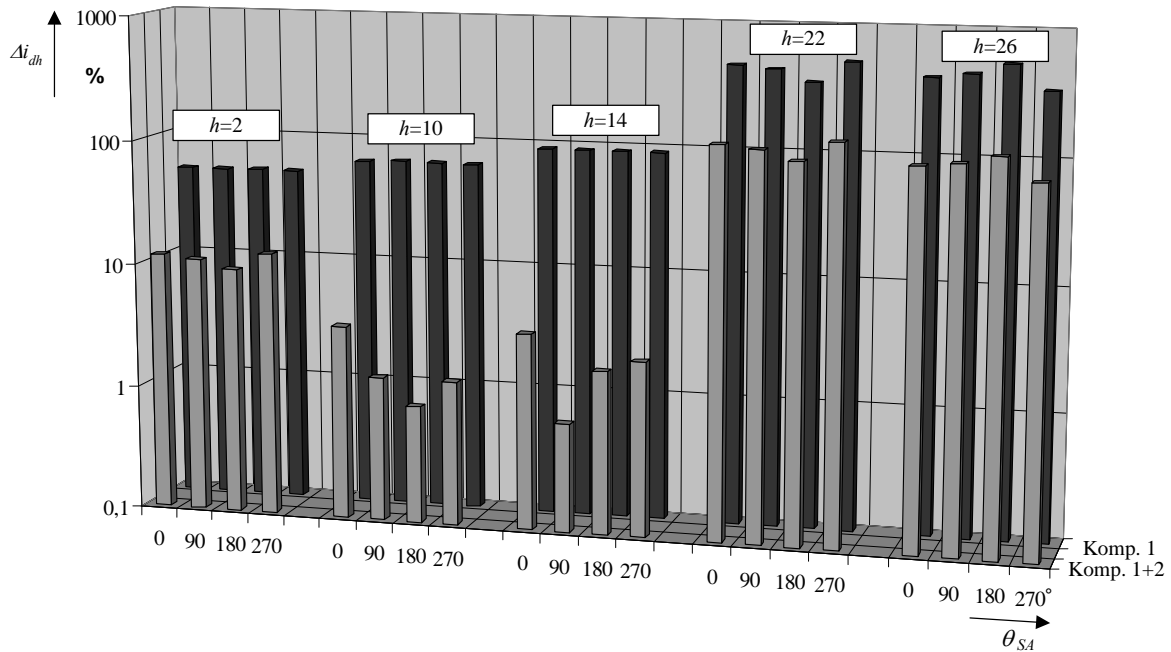


Bild 4.4 Größen der Differenzvektoren Δi_{dh} der niederfrequenten nichtcharakteristischen Harmonischen der Ordnung h nach Kap. 3.11.3 für $k_{SA}=0,05 \angle \theta_{SA}$, $k_{SB}=0,02 \angle 0$ bei Berechnung der Gesamtzeiger aus Komponente 1 („Komp. 1“) und alternativ aus der vektoriellen Summe der Komponenten 1 und 2 („Komp. 1+2“)

4.4.7 Bewertung der Genauigkeit und Schlussfolgerung

Bei Betrachtung der im *Bild 4.4* dargestellten Differenzvektoren der aus einer Ansteuermodifikation (Steuerungsunsymmetrie nach Kap. 4.4.1) resultierenden größten nichtcharakteristischen Harmonischen lassen sich die gleichen Feststellungen treffen wie in Kap. 4.3.5.

Auch hier ist die Schlussfolgerung, dass eine genauere Berechnung der Kommutierungswinkel gegebenenfalls die Genauigkeit der harmonischen Zeiger erhöhen kann.

5 Diskreter Wert des Zwischenkreisstromes im Zündzeitpunkt

5.1 Vorgehensweise

Die wesentlichen Gründe für die Entwicklung von Berechnungsvorschriften für die diskreten Werte $i_d(t_{0q})$ des Zwischenkreisstromes im Zündzeitpunkt und $i_d(t_{1q})$ am Ende eines Kommutierungsintervalls wurden in den Kap. 1.5, 2.3 und 2.4 genannt. Kap. 2.4 begründet, warum diese Untersuchung vor der Betrachtung der Kommutierungswinkel geführt werden muss.

Kap. 5 behandelt die Ermittlung von $i_d(t_{0q})$ unter Annahme unterschiedlicher Bedingungen (Tabelle 5.1). Dies erfolgt schrittweise beginnend mit einer relativ einfach analytisch zu erfassenden Konfiguration.

Es wird zudem gezeigt, wie die diskreten Werte $i_d(t_{1q})$ aus $i_d(t_{0q})$ und den Kommutierungswinkeln bestimmt werden können. Auf eine separate Betrachtung von $i_d(t_{1q})$ wird daher verzichtet.

Tabelle 5.1 Entwicklung der Gleichungen zur Bestimmung der diskreten Werte $i_d(t_{0q})$

Schritt	Konfiguration	Bedingungen		
		Gesamtimpedanz	Netzspannungen (beide Seiten)	Ansteuerung (beide Seiten)
1	Gleichrichter mit konstanter Gegenspannung	induktiv	Gleichrichter: symmetrisch	Gleichrichter: äquidistant
2 ^[1]				
3	Umrichter mit pulsierender Spannung im Zwischenkreis (Gleich- und Wechselrichter gekoppelt)	ohmsch-induktiv	symmetrisch	äquidistant
4		induktiv	unsymmetrisch	
5			symmetrisch	nichtäquidistant ^[2]
6			unsymmetrisch	

[1] Basislösung

[2] Steuerungsunsymmetrie entspr. Kap. 4.4.1

Ausgangspunkt der nachfolgenden Betrachtungen ist die für die Analyse von Zwölfpulsbrücken notwendige Anpassung des in Kap. 2.3 genannten Verfahrens zur Ermittlung der diskreten Werte eines welligen Gleichstromes am Beginn der Kommutierungsintervalle.

Nach Erarbeitung der Lösungen für die Schritte 1-5 (Tabelle 5.1) wird eine lineare Überlagerung der durch Spannungsunsymmetrie (Schritt 4) und durch Ansteuermodifikation (Schritt 5) bedingten ventil-spezifischen Abweichungen $\Delta i_d(t_0)$ der diskreten Stromwerte zu den Ergebnissen $i_d(t_0)$ der für symmetrische Bedingungen geltenden Basislösung (Schritt 2) durchgeführt (Schritt 6). Durch die Betrachtung der Differenzen $\Delta i_d(t_0)$ wird eine kompakte Darstellung erreicht. Die lineare Überlagerbarkeit ist an kleine Spannungsunsymmetrien und kleine Veränderungen der Zündwinkel α geknüpft. Um die Genauigkeit dieses Verfahrens zu untersuchen, wird das betrachtete System als frei von Resistenzen ($R_s=0$) angenommen.

Zur Berücksichtigung der ohmschen Anteile der Systemimpedanzen werden Näherungslösungen vorgeschlagen (Schritt 3).

Die Ergebnisse der analytischen Betrachtungen werden durch Simulationen verifiziert.

5.2 Lösungsansatz

Die nachfolgend aufgeführten Gl. (5.1)-(5.5) bilden die Basis zur Ableitung der Berechnungsvorschriften für die diskreten Werte $i_d(t_{A0q})$ bzw. $i_d(t_{B0(q+p)})$ zu den Zündzeitpunkten eines beliebigen Ventils q des Stromrichters A bzw. eines nachfolgend zündenden Ventils $(q+p)$ des Stromrichters B. Den Betrachtungen wird die im *Bild 3.2* dargestellte Schaltung zugrundegelegt.

Für die an der Kommutierung beteiligten Ströme gilt allgemein Gl. (5.1).

$$i_{auf}(t) = i_d(t) - i_{ab}(t) \quad i_{auf}(t_{0q}) = 0 \quad i_{auf}(t_{1q}) = i_d(t_{1q}) \quad (5.1)$$

mit: i_{auf} aufkommutierender Strom i_{ab} abkommutierender Strom

Die Summe der Spannungsabfälle durch die auf- und abkommutierenden Ströme in den kommutierenden Zweigen ergibt die Kommutierungsspannung $u_K(t)$ (Gl. (5.2)). Die allgemeine Gleichung für $u_K(t)$ ist aus Gl. (3.8) ableitbar.

$$u_K(t) = L_K \cdot \left[\frac{di_{auf}(t)}{dt} - \frac{di_{ab}(t)}{dt} \right] \quad (5.2)$$

Bei Aufkommutierung des Ventils q im Stromrichter A gilt die Maschengleichung (5.3) unter den Bedingungen, dass kein Ventil im Stromrichter B kommutiert und dort das Ventil $(q+p)$ noch nicht gezündet wurde. Gl. (5.3) beschreibt die Quellenspannungen (rechts) und die Spannungsabfälle (links) entlang des Stromweges von $i_d(t)$ und $i_{Aaufq}(t)$ durch die HGÜ und beide Netze. Analog zu $u_{A\Sigma q}(t)$ (Kap. 3.5) ist $u_{B\Sigma(q+p-1)}(t)$ die Summe der Quellenstrangspannungen entlang des Stromweges von $i_d(t)$ bzw. $i_{Bauf}(t)$ durch Netz und Stromrichter B nach Zündung des Ventils $(q+p-1)$ im Stromrichter B.

$$L_{AK} \cdot \frac{di_{Aaufq}(t)}{dt} + (L_d + L_{A\Sigma}^* + L_{B\Sigma}) \cdot \frac{di_d(t)}{dt} = u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p-1)}(t) \quad (5.3)$$

In gleicher Weise ergibt sich Gl. (5.4) bei Aufkommutierung des Ventils $(q+p)$ des Stromrichters B nach Abschluss der Kommutierung des Ventils q im Stromrichter A.

$$L_{BK} \cdot \frac{di_{Bauf(q+p)}(t)}{dt} + (L_d + L_{A\Sigma} + L_{B\Sigma}^*) \cdot \frac{di_d(t)}{dt} = u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p)}(t) \quad (5.4)$$

Wird Gl. (5.4) im Fall 4 (*Bild 3.3*) im Abschnitt $t_{A1q} \leq t < t_{B1(q+p-1)}$ verwendet, muss der Index „ $(q+p)$ “ durch „ $(q+p-1)$ “ ersetzt werden.

Aus den Gl. (5.3) und (5.4) kann bei Bedarf jene Gleichung abgeleitet werden, die bei gleichzeitiger Kommutierung je eines Ventils der Stromrichter A und B anzuwenden ist (entsprechende Intervalle in den Fällen 2-6 im *Bild 3.3*).

Kommutiert weder in Stromrichter A noch in Stromrichter B ein Ventil, folgt schließlich Gl. (5.5) für die Quellenspannungen und die Spannungsabfälle entlang des Strompfades von $i_d(t)$.

$$(L_d + L_{A\Sigma} + L_{B\Sigma}) \cdot \frac{di_d(t)}{dt} = u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p-1)}(t) \quad (5.5)$$

Gl. (5.5) gilt für die entsprechenden Intervalle aus *Bild 3.3* in den Fällen 1 (vor $t_{B0(q+p)}$), 3 und 4. Für die Fälle 1 (nach $t_{B1(q+p)}$) und 5 muss der Index „ $(q+p-1)$ “ durch „ $(q+p)$ “ substituiert werden.

Wenn anstelle der Klemmenspannung der Gegenstation eine konstante Gegenspannung (E) in Wirkungsrichtung von \underline{U}_{Bd} (*Bild 3.1*) verwendet wird, reduziert sich der Lösungsansatz auf die Gl. (5.1)-(5.3) und (5.5). $L_{B\Sigma}$ entfällt und $u_{B\Sigma}(t)$ wird durch $-E$ ersetzt.

Das weitere Vorgehen zur Ermittlung der Berechnungsvorschriften für $i_d(t_{A0q})$ bzw. $i_d(t_{B0(q+p)})$ erfolgt mit den Schritten:

- (1) Integration der Maschengleichungen in den Grenzen einzelner oder aufeinanderfolgender KI und LI
- (2) Umstellen nach den diskreten Werten des Zwischenkreisstromes am Anfang und Ende der KI
- (3) Eliminierung der diskreten Werte am Ende der KI

5.3 Konstante Gegenspannung

Es gelten die Bedingungen für Schritt 1 in *Tabelle 5.1*. Um einen Vergleich der Ergebnisse mit jenen der anderen Schritte zu erleichtern, erfolgt die Darstellung für die Seite A (Netz A und Stromrichter A). Die entsprechenden Größen enthalten deshalb den Index „A“.

Die Voraussetzung symmetrischer Verhältnisse erlaubt eine Beschränkung des Betrachtungszeitraumes auf eine Zwölftel der Netzgrundschwingungsperiode $T=1/f$ (*Bild 5.1*).

Nach Integration von Gl. (5.3) zwischen t_{A0q} und t_{A1q} ergibt sich Gl. (5.6) für dieses Kommutierungsintervall. Dies erfolgt unter Verwendung von Gl. (5.1), Berücksichtigung von $L_{AK}+L_{A\Sigma}^*=L_{A\Sigma}$ (Kap. 3.3) sowie $L_{B\Sigma}=0$ und Ersatz von $u_{B\Sigma(q+p-1)}(t)$ durch „ $-E$ “.

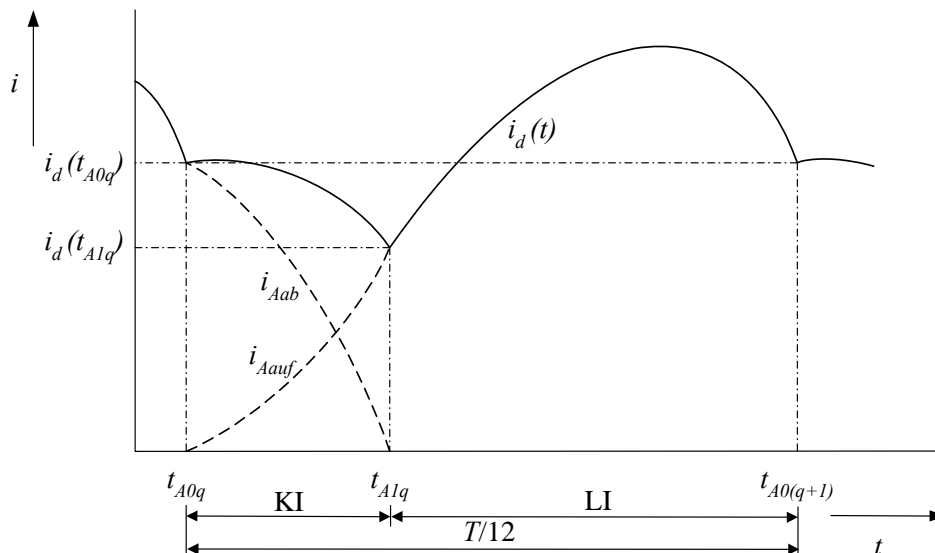


Bild 5.1 Zwischenkreisstrom innerhalb $T/12$ bei konstanter Gegenspannung

$$(L_d + L_{A\Sigma}) \cdot i_d(t_{A1q}) - (L_d + L_{A\Sigma}^*) \cdot i_d(t_{A0q}) = \int_{t_{A0q}}^{t_{A1q}} (u_{A\Sigma q}(t) - E) dt \tag{5.6}$$

Aufgrund symmetrischer Spannung und äquidistanter Zündung sind die diskreten Werte $i_d(t_{A0q})$ aller Ventile ($q=1\dots 12$) gleich groß. Daher gilt $i_d(t_{A0q})=i_d(t_{A0(q+1)})=i_d(t_{A0})$ und aus der Integration von Gl. (5.5) zwischen t_{A1q} und $t_{A0(q+1)}$ (LI im *Bild 5.1*) folgt Gl. (5.7).

$$(L_d + L_{A\Sigma}) \cdot [i_d(t_{A0q}) - i_d(t_{A1q})] = \int_{t_{A1q}}^{t_{A0(q+1)}} (u_{A\Sigma q}(t) - E) dt \tag{5.7}$$

Die Addition von Gl. (5.6) und (5.7) ergibt:

$$L_{AK} \cdot i_d(t_{A0q}) = \int_{t_{A0q}}^{t_{A0(q+1)}} (u_{A\Sigma q}(t) - E) dt \quad (5.8)$$

Im Gegensatz zu $i_d(t_{A0q})$ können die diskreten Werte $i_d(t_{A1q})$ am Ende der Kommutierungsintervalle erst nach Ermittlung der Kommutierungswinkel bzw. von t_{A1q} bestimmt werden. Die Berechnung von $i_d(t_{A1q})$ erfolgt analog zum vorstehend beschriebenen Vorgehen.

$u_{A\Sigma q}(t)$ wird aus Gl. (3.7) abgeleitet, wobei $\underline{U}_{A(2)}=0$ (symmetrische Netzspannung) gesetzt wird. Damit folgt aus Gl. (5.8) die Vorschrift zur Berechnung der diskreten Werte des Zwischenkreisstromes bei Zündung jedes Ventils q im Stromrichter A:

$$i_d(t_{A0q}) = i_d(t_{A0}) = \frac{1}{X_{AK}} \cdot \left[\sqrt{3} \hat{U}_{A(1)} \cos \alpha_A - \frac{\pi}{6} E \right] \quad (5.9)$$

Die Bedeutung von $i_d(t_0)$ für die richtige Einstellung des Zündwinkels eines Stromrichters wird nach Umstellung von Gl. (5.9) unter Nutzung der in Gl. (5.10) angegebenen bezogenen Größen e und x_K erkennbar. Das Ergebnis dieser Umstellung gilt für Sechs- und Zwölfpulsbrücken gleichermaßen [49]:

$$\alpha = \arccos \left[e + \frac{i_d(t_0)}{I_d} \cdot \frac{x_K}{\sqrt{6}} \right] \quad (5.10)$$

mit: U_{di0} Ideale Leerlauf-Klemmenspannung auf der Gleichstromseite

$$e = \frac{E}{U_{di0}} = \frac{E}{\sqrt{3} \cdot \frac{6}{\pi} \cdot \hat{U}_{(1)}} \quad X_K = x_K \cdot \frac{\hat{U}_{(1)}}{\sqrt{2} I_d}$$

Das Verhältnis $i_d(t_0)/I_d$ in Gl. (5.10) beschreibt den Einfluss der Welligkeit des Zwischenkreisstromes auf den Zündwinkel. Bei Annahme idealer Glättung des Gleichstromes ist $i_d(t_0)$ gleich I_d . Diese in der konventionellen Theorie [7,8,13,14] verwendete Idealisierung hat wegen der in der Praxis vorhandenen Welligkeit von $i_d(t)$ im Zuge einer darauf basierenden Stromregelung ein α zur Folge, das die Angleichung von $i_d(t_0)$ an den Sollwert I_{d-SOLL} des Gleichstromes bewirkt. Da jedoch in der Praxis nur sehr selten $i_d(t_0)=I_d$ gilt, können sich somit - vor allem bei größerer Welligkeit des Zwischenkreisstromes - erhebliche Abweichungen zwischen dem Istwert I_{d-IST} und dem Sollwert I_{d-SOLL} ergeben [49].

5.4 Reale Gegenspannung des HGÜ-Stromrichters

5.4.1 Vorbemerkungen

Der nun folgende 2. Schritt entsprechend *Tabelle 5.1* betrachtet die Basislösung zur Berechnung der diskreten Werte $i_d(t_{0q})$. Es gelten die in *Tabelle 5.1* angegebenen Bedingungen.

Mit dem Begriff „reale Gegenspannung“ wird hier die aus den Leerlaufspannungen der einzelnen Stromführungsabschnitte zusammengesetzte Spannung an den gleichstromseitigen Klemmen des Stromrichters B benannt (Kap. 3.5). Dies erfolgt nur für die Unterscheidung zur *konstanten* Gegenspannung E und wohl wissend, dass die tatsächliche Klemmenspannung wegen der Spannungsabfälle über den Netz- und Transformatorimpedanzen davon abweicht.

Die Welligkeiten von Strom und Spannung auf der Gleichstromseite werden erfahrungsgemäß unter anderem von der Länge und der Lage der Kommutierungsintervalle der Stromrichter A und B beeinflusst.

Die Annahme symmetrischer Verhältnisse auf beiden Seiten des Umrichters ermöglicht - wie in Kap. 5.3 - die Beschränkung des Untersuchungsaufwandes auf die Vorgänge innerhalb $T/12$.

Die Ableitung der Gleichungen zur Bestimmung von $i_d(t_{A0q})$ und $i_d(t_{B0(q+p)})$ erfolgt entsprechend dem am Ende von Kap. 5.2 angegebenen schrittweisen Vorgehen. Wegen der Berücksichtigung von 4 statt 2 Intervallen (2 KI, 2 LI) ist der Aufwand zur Ermittlung der Gleichungen für $i_d(t_{A0q})$ und $i_d(t_{B0(q+p)})$ im Vergleich zum Fall konstanter Gegenspannung (Kap. 5.3) nun naturgemäß etwas höher. Die Betrachtungen müssen außerdem für 6 verschiedene Fälle der Überlappung der Kommutierungsintervalle (*Bild 3.3*) geführt werden, welche sich in Abhängigkeit von der Konstellation der Zündzeitpunkte der Ventile in den Stromrichtern A und B zueinander und von der Länge der zugehörigen Kommutierungsintervalle einstellen.

Eine Darstellung der Ableitung für den Fall 1 nach *Bild 3.3* ist in Anlage 12 zu finden.

5.4.2 Lösung

Wegen der hier vorausgesetzten symmetrischen Spannung und äquidistanten Zündung gilt Gl. (5.11), was die Anzahl der zu ermittelnden Variablen auf 2 ($i_d(t_{A0})$, $i_d(t_{B0})$) beschränkt.

$$\begin{aligned} i_d(t_{A0}) = i_d(t_{A0q}) = i_d(t_{A0(q+1)}) & \quad t_{A0(q+1)} = t_{A0q} + \frac{\pi}{6 \cdot \omega} \\ i_d(t_{B0}) = i_d(t_{B0(q+p-1)}) = i_d(t_{B0(q+p)}) & \quad t_{B0(q+p)} = t_{B0(q+p-1)} + \frac{\pi}{6 \cdot \omega} \end{aligned} \quad (5.11)$$

Bei Festlegung von

$$\begin{aligned} u_{(1)} = \frac{U_{B(1)}}{U_{A(1)}} & \quad \beta = p \frac{\pi}{6} + \Delta\varphi_{(1)} - \frac{\pi}{12} \\ K_1 = 2 \cos\left(\frac{\pi}{12}\right) = \sqrt{2 + \sqrt{3}} & \quad K_2 = 2 \cos\left(\frac{\pi}{12}\right)^2 = 1 + \frac{\sqrt{3}}{2} = \frac{1}{2} K_1^2 \end{aligned} \quad (5.12)$$

können im Fall separater Kommutierungsintervalle von Gleich- und Wechselrichter (Fall 1 im *Bild 3.3*) die Gl. (5.13) und (5.14) zur Bestimmung der diskreten Stromwerte zum Zeitpunkt der Zündung eines beliebigen Ventils im Stromrichter A bzw. B angewendet werden. Beide Gleichungen zeigen den maßgeblichen Einfluss der Zündwinkel α_A und α_B auf $i_d(t_{A0})$ und $i_d(t_{B0})$. Die verwendeten Reaktanzen folgen aus der Betrachtung in Kap. 3.3.

$$i_d(t_{A0}) = \frac{\sqrt{3} \cdot \hat{U}_{A(1)}}{\left(\frac{X_{AK}}{X_{BK}} + 1\right) \cdot X_{\Sigma} - X_{AK}} \left\{ \begin{array}{l} \sin \alpha_A \cdot \left[K_2 + u_{(1)} \cdot K_1 \cdot \cos \beta \right] \\ + \cos \alpha_A \cdot \left[\left(\frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} - \frac{1}{2} \right) - u_{(1)} \cdot K_1 \cdot \sin \beta \right] \\ - \sin \alpha_B \cdot \left[K_1 \cdot \cos \beta + K_2 \cdot u_{(1)} \right] \\ - \cos \alpha_B \cdot \left[K_1 \cdot \sin \beta - \left(\frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} - \frac{1}{2} \right) \cdot u_{(1)} \right] \end{array} \right\} \quad (5.13)$$

$$i_d(t_{B0}) = \frac{\sqrt{3} \cdot \hat{U}_{A(1)}}{\left(\frac{X_{BK}}{X_{AK}} + 1\right) \cdot X_{\Sigma} - X_{BK}} \left\{ \begin{array}{l} -\sin \alpha_A \cdot \left[K_2 + u_{(1)} \cdot K_1 \cdot \cos \beta \right] \\ + \cos \alpha_A \cdot \left[\left(\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{1}{2} \right) + u_{(1)} \cdot K_2 \cdot \sin \beta \right] \\ + \sin \alpha_B \cdot \left[K_2 \cdot \cos \beta + K_2 \cdot u_{(1)} \right] \\ + \cos \alpha_B \cdot \left[K_2 \cdot \sin \beta + \left(\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{1}{2} \right) \cdot u_{(1)} \right] \end{array} \right\} \quad (5.14)$$

Die Gleichungen (5.13) und (5.14) gelten für alle Welligkeiten des Zwischenkreisstromes von der Lückengrenze bis zu idealer Glättung.

Nach Zusammenfassung einiger Terme in Gl. (5.13) unter Nutzung von Additionstheoremen folgt die Schreibweise entsprechend Gl. (5.15) [78].

$$i_d(t_{A0}) = \frac{\sqrt{3} \cdot \hat{U}_{A(1)}}{\left(X_{AK} + X_{BK}\right) - \frac{X_{AK} \cdot X_{BK}}{X_{\Sigma}}} \left\{ \begin{array}{l} \cos \alpha_A + u_{(1)} \cos \alpha_B \\ - \frac{X_{BK}}{X_{\Sigma}} \cdot K_1 \cdot \left[\sin(\alpha_B + \beta) - \sin(\alpha_A - \frac{\pi}{12}) \right] \\ - \frac{X_{BK}}{X_{\Sigma}} \cdot u_{(1)} \cdot K_1 \cdot \left[\sin(\alpha_B + \frac{\pi}{12}) - \sin(\alpha_A - \beta) \right] \end{array} \right\} \quad (5.15)$$

Der Vergleich von Gl. (5.15) mit Gl. (5.9) zeigt den Einfluss der vom Stromrichter B (Gegenstation) und dem Netz B verursachten Änderungen im Verlauf des Zwischenkreisstromes auf $i_d(t_{A0})$. Die Beeinflussung von $i_d(t_{A0})$ durch die Gegenseite ist umso kleiner, je kleiner das Verhältnis X_{BK}/X_{Σ} ist. Für $X_{BK}=0$ erhält man unter Berücksichtigung von Gl. (5.16) wieder den funktionalen Zusammenhang für konstante Gegenspannung (Gl. (5.9)).

$$\sqrt{3} \hat{U}_{A(1)} u_{(1)} \cos \alpha_B = \sqrt{3} \hat{U}_{B(1)} \cos \alpha_B = \frac{\pi}{6} \cdot U_{Bd0(12p)} \cos \alpha_B = -\frac{\pi}{6} \cdot E \quad (5.16)$$

Nach dem gleichen Prinzip wie für Fall 1 werden die Lösungen für die Fälle 2-6 nach *Bild 3.3* entwickelt. Alle Gleichungen können ohne Näherungen abgeleitet werden. Wie in Fall 1 gilt stets Gl. (5.9), sobald bei der Berechnung von $i_d(t_{A0})$ die Bedingung $X_{BK}=0$ gesetzt wird.

Die Berechnungsvorschriften für die Fälle 1-6 sind in Anlage 13 zu finden.

5.4.3 Ideale Glättung

Die Gl. (5.13)-(5.15) lassen erkennen, dass sich der Einfluss von β auf $i_d(t_{A0})$ und $i_d(t_{B0})$ mit zunehmender Größe des Verhältnisses X_{Σ}/X_{BK} (bei $i_d(t_{A0})$) bzw. X_{Σ}/X_{AK} (bei $i_d(t_{B0})$) verkleinert. β (Gl. (5.12)) enthält die Phasendifferenz $\Delta\varphi_{(1)}$ (Gl. (3.9)) zwischen den Spannungs-Mitsystemen beider Seiten. Wenn $\Delta\varphi_{(1)}$ die Systemgrößen nur schwach beeinflusst, sind beide Seiten gut entkoppelt. Die Gl. (5.13)-(5.15) zeigen somit, dass für die Entkopplung von Gleich- und Wechselrichter nicht allein die Größe der Glättungsinduktivität X_d oder der Gesamtreaktanz X_{Σ} sondern der Anteil der Kommutierungsreaktanzen X_{AK} und X_{BK} an X_{Σ} maßgebend ist.

Bei sehr guter Glättung, das heißt $X_{\Sigma} \gg X_{AK}$ und $X_{\Sigma} \gg X_{BK}$, lassen sich die Gl. (5.13)-(5.15) wesentlich vereinfachen. Aus diesen Gleichungen geht im Spezialfall ideale Glättung die Gl. (5.17) hervor. Diese

entspricht in der konventionellen Theorie dem Steuergesetz für Sechs- und Zwölfpulsumrichter bei $R_{\Sigma}=0$ [7,8,13].

$$I_d = i_d(t_{A0}) = i_d(t_{B0}) = \frac{\sqrt{3}\hat{U}_{A(1)}}{X_{AK} + X_{BK}} \cdot [\cos \alpha_A + u_{(1)} \cos \alpha_B] \quad (5.17)$$

Gl. (5.17) bestätigt für $i_d(t_{A0})$ und $i_d(t_{B0})$ den allgemeinen Grundsatz, dass bei ideal geglättetem Strom die diskreten Werte $i_d(t)$ gleich groß sind.

Erwartungsgemäß folgt Gl. (5.17) im Spezialfall ideale Glättung nicht nur aus den in Kap. 5.4.2 angegebenen Lösungen für den Fall 1, sondern auch aus den Lösungen für die Fälle 2-6.

5.4.4 Analyse der funktionalen Zusammenhänge

Aus der Analyse der in Kap. 5.4.2 für den Fall 1 (*Bild 3.3*) aufgeführten Gl. (5.13)-(5.15) sowie der entsprechenden für die Fälle 2-6 geltenden funktionalen Zusammenhänge sind folgende Aussagen möglich:

- (1) Die Abweichungen der Momentanwerte $i_d(t_{A0})$ und $i_d(t_{B0})$ von I_d und somit die Rechenfehler bei Annahme idealer Glättung werden bestimmt durch das Größenverhältnis zwischen jenen Summanden, welche die Faktoren X_{Σ}/X_{BK} bzw. X_{Σ}/X_{AK} oder deren Reziprokwerte enthalten und jenen Summanden, welche diese Faktoren nicht enthalten. *Letztlich entscheidend für die Anwendbarkeit der Annahme einer idealen Glättung sind daher die Größenverhältnisse zwischen den Kommutierungsreaktanzen und der Gesamtreaktanz X_{Σ} .*
- (2) Die Größe von $i_d(t_{A0})$ bzw. $i_d(t_{B0})$ wird weniger durch die dem jeweiligen Stromrichter vorgelagerten Kommutierungsreaktanz sondern im Wesentlichen durch die Kommutierungsreaktanz der *Gegenseite* beeinflusst. Ursache dafür ist, dass vor dem Zündzeitpunkt t_{A0q} bzw. $t_{B0(q+p)}$ eines Ventils q des betreffenden Stromrichters A bzw. B die Kommutierung eines Ventils der Gegenseite stattgefunden hat bzw. zumindest begonnen wurde (*Bild 3.3*) und dieser Kommutierungsvorgang den Verlauf des Zwischenkreisstromes vor t_{A0q} bzw. $t_{B0(q+p)}$ maßgeblich bestimmt.
- (3) Die Gl. (5.13)-(5.15) sowie die entsprechenden Gleichungen für die Fälle 2-6 sind um die Arbeitspunkte α_{A0} und α_{B0} linearisierbar. Bei den im stationären Betrieb häufigen kleinen Änderungen der Zündwinkel aller Ventile ($\Delta\alpha_{A0}$ bzw. $\Delta\alpha_{B0}$) können die dadurch bedingten Änderungen der diskreten Werte $i_d(t_{A0})$ und $i_d(t_{B0})$ auf der Grundlage von linearen Zusammenhängen ermittelt werden.
- (4) Für die funktionalen Zusammenhänge zwischen $i_d(t_{A0})$ bzw. $i_d(t_{B0})$ und verschiedenen Parametern können keine allgemeingültigen Kurven angegeben werden, da eine sehr starke Abhängigkeit von den HGÜ- und Netzparametern besteht.

5.4.5 Berechnungsbeispiel

Anhand des in Anl. 4 beschriebenen repräsentativen Beispiels einer HGK

- wird die Abhängigkeit von $i_d(t_{A0})$ vom Phasenwinkel $\Delta\varphi_{(1)}$ zwischen den Spannungszeigern $\underline{U}_{A(1)}$ und $\underline{U}_{B(1)}$ beider Seiten dargestellt und damit der Einfluss der Kopplung beider Stromrichter gezeigt,
- wird durch Vergleich unterschiedlicher Impedanzverhältnisse (insbesondere X_{Σ}/X_{BK}) deren Einfluss auf die Größe der Abweichung zwischen $i_d(t_{A0})$ und I_d demonstriert,
- werden die analytischen Lösungen zur Ermittlung von $i_d(t_{A0})$ (Gl. (5.13), (5.15) und entsprechende Gleichungen für die Fälle 2-6) durch Vergleich mit Simulationsergebnissen verifiziert,
- wird gezeigt, dass es wegen der mit veränderlichem $\Delta\varphi_{(1)}$ wechselnden Lage der Kommutierungsintervalle beider Stromrichter zueinander keinen allgemeingültigen Verlauf der Funktion $i_d(t_{A0})=f(\Delta\varphi_{(1)})$ gibt,

- wird der Einfluss des Größenverhältnisses $u_{(l)}$ der auf die Ventilseite der Stromrichtertransformatoren übertragenen Spannungs-Mitsysteme dargestellt.

Das Beispiel ist gekennzeichnet durch die in Anl. 4 angegebenen Systemeigenschaften sowie die folgenden Annahmen und Festlegungen:

- (1) Arbeitspunkte mit $\alpha_A=15^\circ$, $\alpha_B=156^\circ$ (Löschwinkel ca. 15° - 20°) bzw. $\alpha_B=140^\circ$ (Löschwinkel ca. 35°) sowie $u_{(l)}$, I_d/I_{dr} entsprechend Anl. 4, Kap. A4.4, *Tabelle A4.6*
- (2) Impedanzkonstellationen entsprechend Anl. 4, *Tabelle A4.3* mit Ausnahme der dort angegebenen Konstellationen 3 und 5

Die hier betrachteten Impedanzkonstellationen liefern unter Beachtung des Stellbereiches der Übersetzungsverhältnisse die in diesem Beispiel möglichen größten und kleinsten Werte für X_Y sowie für das Verhältnis X_Y/X_{BK} . Die fehlenden Konstellationen 3 und 5 sind entsprechend Gl. (5.13) für die hier betrachtete funktionale Abhängigkeit nicht interessant.

Für die Impedanzkonstellation 2 wird auch ein Fall mit einer verringerten Netzspannung $\sqrt{3} * |\underline{U}_{A(l)}|/U_{Nn}=0,93$ berücksichtigt. Die Übersetzungsverhältnisse der Transformatoren werden jedoch - ebenso wie α_A - beibehalten. Der für die Ventilseite gültige Quotient $u_{(l)}$ beträgt jetzt 1,18. Mit $\alpha_B=140^\circ$ ergibt sich ein I_d , welches in der gleichen Größenordnung liegt wie bei der ursprünglichen Variante.

Bild 5.2 zeigt die Änderung von $i_d(t_{A0})$ über $\Delta\varphi_{(l)}$. Alle Kurven sind nach folgendem Schema nummeriert:

Tabelle 5.2 Zuordnung der Kurven aus *Bild 5.2* zu den in den *Tabellen A4.3, A4.4* und *A4.6* (Anl. 4) aufgeführten Konfigurationen

Nr. im <i>Bild 5.2</i>	1	2	3	4	5
Nr. aus <i>Tabelle A4.6</i> (Anl. 4)	1	2 ($\alpha_B=156^\circ$; $u_{(l)}=1$)	4	6	2 ($\alpha_B=140^\circ$; $u_{(l)}=1,18$)

Um den durch die Annahme idealer Glättung bedingten Fehler aufzuzeigen, sind im *Bild 5.2* die analytisch berechneten Momentanwerte $i_d(t_{A0})$ sowie die Simulationsergebnisse jeweils auf den zugehörigen ideal geglätteten Strom I_d nach Gl. (5.17) bezogen.

Über den Variationsbereich von $\Delta\varphi_{(l)}$ können sich die Positionen der Kommutierungsintervalle von Stromrichter A und B zueinander ändern. Die dadurch auftretenden Übergänge von einem Fall nach *Bild 3.3* zu einem anderen sind bei den im *Bild 5.2* dargestellten Kurven berücksichtigt. An diesen Übergängen liefern die zu den beiden „benachbarten“ Überlappungsfällen zugehörigen Gleichungen zur Berechnung von $i_d(t_{A0})$ gleiche Ergebnisse. Dies begründet sich aus der durch die Induktivitäten begrenzten Stromänderungsgeschwindigkeit. Im Gegensatz zur Spannung ist es für $i_d(t_{A0})$ nahezu unerheblich, ob die vorausgegangene Kommutierung eines Ventils im Stromrichter B kurz vor der Zündung eines Ventils des Stromrichters A gerade beendet wurde oder nach der Zündung gleich beendet werden wird. Jeder Übergang von einem Fall der gegenseitigen Lage der Kommutierungsintervalle zu einem anderen ist somit nicht sprunghaft, sondern durch eine mehr oder weniger deutliche Änderung des Anstiegs der Funktion (wie im *Bild 5.2* erkennbar) gekennzeichnet.

Für die diskreten Stromwerte $i_d(t_{B0})$ ergeben sich ähnliche Ergebnisse und entsprechend analoge Aussagen. Auf eine separate Darstellung kann deshalb verzichtet werden.

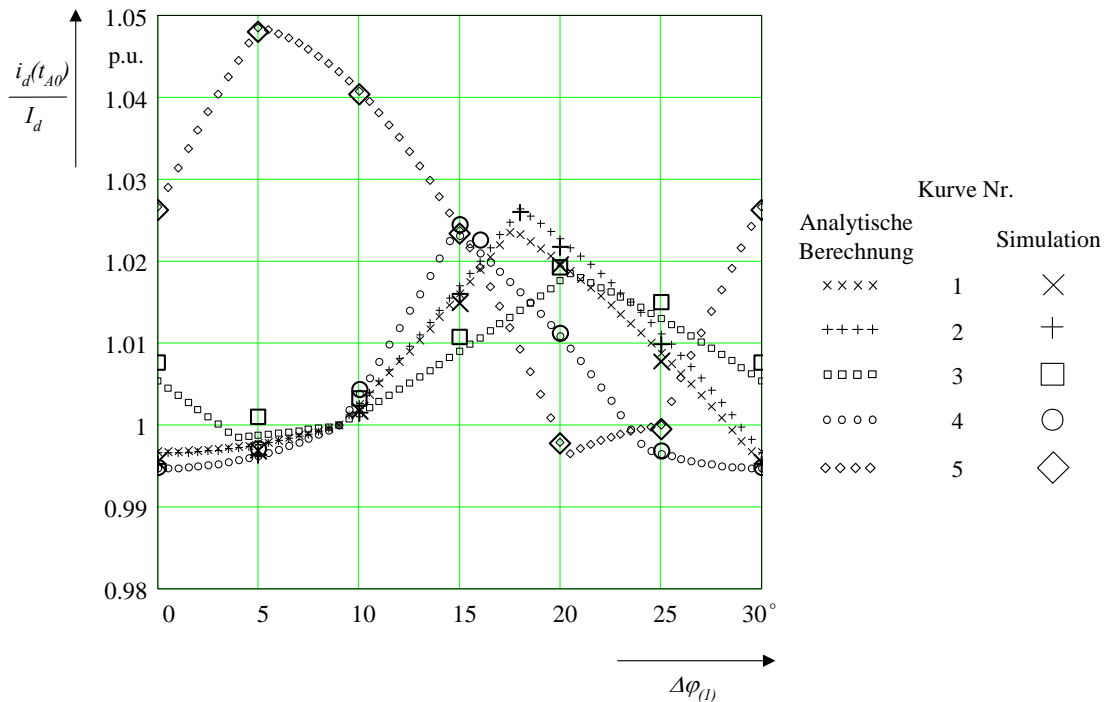


Bild 5.2 Bezogene diskrete Stromwerte $i_d(t_{A0})$ in Abhängigkeit von $\Delta\varphi_{(1)}$

5.5 Berücksichtigung von Resistenzen

5.5.1 Vorbemerkungen

Die in Kap. 5.4 vorgestellten Berechnungsvorschriften zur Ermittlung von $i_d(t_{A0})$ und $i_d(t_{B0})$ gelten unter der Bedingung $R_Y=0$, das heißt unter Vernachlässigung aller ohmschen Widerstände bzw. ohmschen Impedanzanteile im Stromkreis nach Bild 3.1.

Es wird nun ein Weg vorgeschlagen, um die in der Praxis vorhandenen Resistenzen durch geeignete Näherungen zu berücksichtigen. Eine geschlossene analytische Lösung wäre dagegen mit einem unverhältnismäßigen Aufwand verbunden.

Die nachfolgend für den Fall 1 nach Bild 3.3 angegebene Lösung gilt für Systeme mit systemtypischen Resistenzen entsprechend Kap. 3.2, Absätze (7) bis (9) unter Zugrundelegung der in Tabelle 5.1 zu Schritt 3 angegebenen Konfiguration sowie der dort aufgeführten Bedingungen.

Befinden sich HGÜ an kraftwerksfernen Netzausläufern, trägt der ohmsche Anteil der Freileitungsimpedanzen maßgeblich zur Verkleinerung des X/R -Verhältnisses des Gesamtsystems Netz A – HGÜ – Netz B bei. Dies trifft auch auf die bei HGFÜ zum Zwischenkreis gehörenden Freileitungen bzw. Kabel zu.

Für die in Anl. 4 beschriebene Anordnung bestehend aus einer HGK und Netzersatzimpedanzen erhält man unter Berücksichtigung der in Tabelle A4.5 (Kap. A4.3) angenommenen Maximalwerte für die Resistenzen Impedanzwinkel von wenigstens 86° (gültig für die Gesamtimpedanz des Systems X_Y bei 50Hz). X_Y ist somit mindestens 16,5-mal größer als R_Y .

Solche Größenverhältnisse erlauben die Verwendung der nachfolgend vorgeschlagenen Näherungen.

5.5.2 Lösung

Die zur näherungsweisen Berücksichtigung der ohmschen Widerstände notwendige Modifikation der in Kap. 5.4 betrachteten Gleichungen lässt sich aus folgendem Vorgehen ableiten:

1. Ergänzung der ohmschen Spannungsabfälle in den zum Lösungsansatz (Kap. 5.2) gehörenden Gleichungen,

2. weitere Schritte analog zum Vorgehen in Kap. 5.3,
3. Berücksichtigung der Näherungen Gl. (5.18) sowie des Zusammenhangs aus Gl. (5.19).

$$\frac{L_{\Sigma} - L_{AK}}{L_{\Sigma}} \approx 1 \quad \text{bzw.} \quad \frac{L_{\Sigma} - L_{BK}}{L_{\Sigma}} \approx 1 \tag{5.18}$$

$$R_{\Sigma} \int_{t_{A0q}}^{t_{B0(q+p)}} i_d(t) dt + R_{\Sigma} \int_{t_{A0(q+1)}}^{t_{A0(q+1)}} i_d(t) dt = R_{\Sigma} \cdot I_d \cdot \frac{T}{12} \tag{5.19}$$

Die Berücksichtigung der ohmschen Widerstände bei der Berechnung von $i_d(t_{A0})$ bzw. $i_d(t_{B0})$ kann in guter Näherung durch Ergänzung eines der in *Tabelle 5.3* aufgeführten Summanden auf der rechten Seite der Gl. (5.13)-(5.15) erfolgen. Die Auswahl der Variante erfolgt in Abhängigkeit von den Größen der Kommutierungswinkel μ_A und μ_B und den ohmschen Anteilen R_{AK} und R_{BK} an den Impedanzen in den Kommutierungszweigen.

Für die Genauigkeit sollte es ausreichend sein, anstatt des ideal geglätteten Gleichstromes den aus der Regelung verfügbaren Sollwert I_{d-SOLL} (nach Erreichen des stationären Zustands) einzusetzen. Die Größe des Kommutierungsintervalls lässt sich mit Hilfe von Gl. (2.1) abschätzen.

Tabelle 5.3 Summanden zur Ergänzung der Gl. (5.13)-(5.15), μ_A und μ_B in rad

Variante 1	Variante 2
Bedingung: $R_{AK}, R_{BK} \ll R_{\Sigma}$ sowie $\mu_A, \mu_B < \text{ca. } 15^\circ$	
$-\frac{R_{\Sigma} \cdot \frac{\pi}{6}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} \cdot X_{BK}}{X_{\Sigma}}} \cdot I_d$	$-\frac{R_{\Sigma} \cdot \frac{\pi}{6} - \frac{R_{AK}}{2} \mu_A - \frac{R_{BK}}{2} \mu_B}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} \cdot X_{BK}}{X_{\Sigma}}} \cdot I_d$

5.6 Unsymmetrische Netzspannungen

5.6.1 Vorbemerkungen

Nachfolgend wird untersucht, welchen Einfluss Unsymmetrien der Netzspannung in einem oder beiden der durch die HGÜ verbundenen Netze auf die diskreten Werte $i_d(t_{A0q})$ und $i_d(t_{B0(q+p)})$ des Zwischenkreisstromes zu den Zündzeitpunkten der Ventile haben. Hinsichtlich der Art und Größe der Spannungsunsymmetrien gelten die Einschränkungen aus Kap. 3.2, Absatz (12).

Die Betrachtungen beziehen sich auf die in *Tabelle 5.1* für den Schritt 4 vorgesehene Konfiguration unter Zugrundelegung der dafür an gleicher Stelle angegebenen Bedingungen.

Gl. (5.20) definiert den Zusammenhang zwischen den sich bei Spannungsunsymmetrie einstellenden ventilspezifischen (das heißt für verschiedene Ventile q in unterschiedlicher Größe auftretenden) diskreten Werten $i_d(t_{A0q})$ und $i_d(t_{B0(q+p)})$ und jenen bei symmetrischen Netzspannungen entsprechend Kap. 5.4 für alle Ventile in gleicher Größe zu erwartenden Werten $i_d(t_{A0})$ bzw. $i_d(t_{B0})$. Die Größen $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ sind die durch die Netzspannungsunsymmetrien bedingten Änderungen der diskreten Stromwerte im Zündzeitpunkt des jeweiligen Ventils.

$$i_d(t_{A0q}) = i_d(t_{A0}) + \Delta i_d(t_{A0q}) \quad i_d(t_{B0(q+p)}) = i_d(t_{B0}) + \Delta i_d(t_{B0(q+p)}) \tag{5.20}$$

Da $i_d(t_{A0})$ und $i_d(t_{B0})$ mit den in Kap. 5.4.2 bzw. in Anl. 13 angegebenen Gleichungen berechnet werden können, ist es ausreichend und im Interesse einer übersichtlichen und zugleich rechenaufwandsarmen Betrachtung, wenn nachfolgend nur noch die durch die Spannungsunsymmetrien verursachten ventilspezifischen Stromdifferenzen $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ betrachtet werden.

Während $i_d(t_{A0})$ bzw. $i_d(t_{B0})$ abhängig sind von den Spannungs-Mitsystemen $\underline{U}_{A(1)}$ und $\underline{U}_{B(1)}$, werden $\Delta i_d(t_{A0q})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0q})$ durch die Spannungs-Gegensysteme $\underline{U}_{A(2)}$ und $\underline{U}_{B(2)}$ beider Netze hervorgerufen. Die Wiederholperiode ist $T/2$, so dass zu den Zündzeitpunkten t_{A0q} und $t_{A0(q\pm 6)}$ bzw. t_{B0q} und $t_{B0(q\pm 6)}$ jeweils gleiche diskrete Stromwerte auftreten. Es gilt daher:

$$\Delta i_d(t_{A0q}) = \Delta i_d(t_{A0(q\pm 6)}) \quad \Delta i_d(t_{B0(q+p)}) = \Delta i_d(t_{B0(q+p\pm 6)}) \quad (5.21)$$

Die Stromdifferenzen $\Delta i_d(t_{A0q})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ werden im Folgenden - anders als in [50] sowie [79-81] - nicht als Funktion der Betrags- und Phasenabweichungen einzelner Strangspannungen, sondern als Funktion von $\underline{U}_{A(2)}$ und $\underline{U}_{B(2)}$ bzw. der komplexen Spannungsunsymmetriefaktoren \underline{k}_{UA} und \underline{k}_{UB} (Kap. 3.9) dargestellt.

Die von den Transformatoren beider Seiten übertragenen Spannungs-Gegensysteme bewirken Vergrößerungen und Verkleinerungen der Ventilkommütierungswinkel μ_q im Vergleich zum mittleren Kommutierungswinkel μ aller Ventile eines Stromrichters [44]. Aus diesem Grund kann *innerhalb einer Periode* $T=1/f$ ein Wechsel der Überlappungsform der Kommutierungsintervalle (Fallwechsel entsprechend *Bild 3.3*) auftreten.

Allerdings sind die Differenzen $\Delta\mu_q$ zwischen μ_q und μ bei den in dieser Arbeit vorausgesetzten Spannungsunsymmetrien (Kap. 3.2, Absatz (12)) relativ klein. Deshalb beschränkt sich die Verschiebung oder Längenänderung der Kommutierungsintervalle auf wenige Zehntel Grad.

Wenn sich unter diesen Bedingungen die Überlappungsform ändert, liefern, wie in Kap. 5.4.5 erläutert, die für die jeweiligen Fälle nach *Bild 3.3* entwickelten Gleichungen nahezu gleiche Ergebnisse für $i_d(t_{A0q})$ bzw. $i_d(t_{B0(q+p)})$.

Es reicht deshalb aus, für die gesamte Periode T wieder nur einen der im *Bild 3.3* aufgeführten Fälle zugrunde zu legen, was einer möglichst einfachen und übersichtlichen Betrachtungsweise und einer Begrenzung des Aufwandes dient.

5.6.2 Lösung

Der Lösungsweg zur Ermittlung der durch die Netzspannungsunsymmetrien hervorgerufenen diskreten Änderungen $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ entsprechend Gl. (5.20) folgt aus dem in Kap. 5.2 vorgestellten Ansatz und aus der Weiterentwicklung der in den Kap. 5.3 und 5.4 beschriebenen Methodik. Er ist in Anl. 14 detailliert beschrieben. Zu berücksichtigen ist neben der veränderten Wiederholperiode, dass die zeitabhängigen Funktionen $u_{A\Sigma q}(t)$ und $u_{B\Sigma q}(t)$ nun Mit- und Gegensysteme enthalten. Nach Abtrennung der Spannungs-Mitsysteme und der davon bestimmten Anteile an $i_d(t_{A0q})$ und $i_d(t_{B0(q+p)})$ ergibt sich für die Seiten A und B je ein Gleichungssystem bestehend aus 6 Gleichungen, gültig im diskreten Zeitraster. Jedes enthält jeweils die diskreten Differenzwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$, welche bei 6 nacheinander zündenden Ventilen eines Stromrichters auftreten. Die Lösung beider Gleichungssysteme liefert die nachfolgend angegebenen Berechnungsvorschriften Gl. (5.22) sowie Gl. (5.23) und damit zugleich die funktionalen Beziehungen zwischen $\Delta i_d(t_{A0q})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ und den komplexen Spannungsunsymmetriefaktoren \underline{k}_{UA} sowie \underline{k}_{UB} (Kap. 3.9). Da der Lösungsweg keine Näherungen enthält, resultieren aus Gl. (5.22) und (5.23) exakte Werte.

Beide Gleichungen gelten für den Fall 1 nach *Bild 3.3* und Welligkeiten des Zwischenkreisstromes zwischen der Lückgrenze und idealer Glättung. Die Lösungen für die anderen Fälle können mit gleicher Vorgehensweise abgeleitet werden.

$$\Delta i_d(t_{A0q}) = C_1 \left\{ \begin{array}{l} k_{UA} \cdot \hat{U}_{A(1)} \sum_{i=0}^5 \frac{X_\Sigma^i}{X_1^{(i-5)}} \left(\begin{array}{l} \frac{X_{BK}}{X_\Sigma} \cdot \cos \left(\begin{array}{l} \theta_{UA} + (q+i) \frac{\pi}{3} + \alpha_B + p \frac{\pi}{6} \\ + \Delta\varphi_{(1)} - \frac{3\pi}{4} \end{array} \right) \\ - \sqrt{K_{A1}} \cdot \cos \left(\begin{array}{l} \theta_{UA} + (q+i) \frac{\pi}{3} + \alpha_A - \frac{\pi}{12} + \phi_{A1} \end{array} \right) \end{array} \right) \\ + k_{UB} \cdot \hat{U}_{B(1)} \sum_{i=0}^5 \frac{X_\Sigma^i}{X_1^{(i-5)}} \left(\begin{array}{l} \sqrt{K_{A1}} \cdot \cos \left(\begin{array}{l} \theta_{UB} + (q+i) \frac{\pi}{3} + \alpha_B + p \frac{\pi}{3} \\ - \frac{\pi}{4} + \phi_{A1} \end{array} \right) \\ - \sqrt{K_{A2}} \cdot \cos \left(\begin{array}{l} \theta_{UB} + (q+i) \frac{\pi}{3} + \alpha_A + p \frac{\pi}{6} \\ - \Delta\varphi_{(1)} - \frac{\pi}{12} + \phi_{A2} \end{array} \right) \end{array} \right) \end{array} \right\} \quad (5.22)$$

$$C_1 = \frac{2\sqrt{3} \cos\left(\frac{\pi}{12}\right)}{X_\Sigma^6 - X_1^6}$$

$$X_1 = \omega L_1 = \omega(L_\Sigma - L_{BK}) \frac{L_\Sigma - L_{AK}}{L_\Sigma}$$

mit: $K_{A1} = (2 - \sqrt{3}) \cdot \left(1 - \frac{X_{BK}}{X_\Sigma}\right) + \frac{X_{BK}^2}{X_\Sigma^2}$

$$\phi_{A1} = \arctan\left(\sqrt{3} - \frac{2X_\Sigma}{X_\Sigma - X_{BK}}\right)$$

$$K_{A2} = 1 - \frac{X_{BK}}{X_\Sigma} + \frac{X_{BK}^2}{X_\Sigma^2}$$

$$\phi_{A2} = \arctan\left(\frac{1}{\sqrt{3}} \left(1 - \frac{2X_\Sigma}{X_\Sigma - X_{BK}}\right)\right)$$

Die nachfolgend verwendeten Größen K_{B1} , K_{B2} , ϕ_{B1} und ϕ_{B2} ergeben sich durch Tausch der Indizes „BK“ gegen „AK“.

$$\Delta i_d(t_{B0(q+p)}) = C_1 \left\{ \begin{array}{l} k_{UA} \cdot \hat{U}_{A(1)} \sum_{i=0}^5 \frac{X_\Sigma^i}{X_1^{(i-5)}} \left(\begin{array}{l} \sqrt{K_{B1}} \cdot \cos \left(\theta_{UA} + (q+i) \frac{\pi}{3} + \alpha_A + \frac{\pi}{12} \right) \\ + \phi_{B1} \\ - \sqrt{K_{B2}} \cdot \cos \left(\theta_{UA} + (q+i) \frac{\pi}{3} + \alpha_B \right) \\ + p \frac{\pi}{6} + \Delta\varphi_{(1)} + \frac{\pi}{12} + \phi_{B2} \end{array} \right) \\ + k_{UB} \cdot \hat{U}_{B(1)} \sum_{i=0}^5 \frac{X_\Sigma^i}{X_1^{(i-5)}} \left(\begin{array}{l} \frac{X_{AK}}{X_\Sigma} \cdot \cos \left(\theta_{UB} + (q+i) \frac{\pi}{3} + \alpha_A \right) \\ + p \frac{\pi}{6} - \Delta\varphi_{(1)} - \frac{7\pi}{12} \\ - \sqrt{K_{B1}} \cdot \cos \left(\theta_{UB} + (q+i) \frac{\pi}{3} + \alpha_B \right) \\ + p \frac{\pi}{3} - \frac{\pi}{12} + \phi_{B1} \end{array} \right) \end{array} \right\} \quad (5.23)$$

5.6.3 Analyse der funktionalen Zusammenhänge

Aus den Gl. (5.22) und (5.23) lassen sich folgende Aussagen ableiten:

- (1) $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ sind jeweils *linear abhängig* von k_{UA} und k_{UB} , mithin von der Größe der Spannungs-Gegensysteme auf beiden Seiten.
- (2) Die Auswirkungen gleichzeitiger Spannungsunsymmetrien in den gleich- und wechselrichterseitigen Netzen lassen sich linear überlagern.
- (3) Es besteht ein *durch Sinusfunktionen beschreibbarer funktionaler Zusammenhang* zwischen $\Delta i_d(t_{A0q})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ und den Phasenwinkeln θ_{UA} und θ_{UB} der komplexen Spannungsunsymmetriefaktoren.
- (4) Die Funktionen $\Delta i_d(t_{A0q})=f_q(\theta_{UA})$, $\Delta i_d(t_{A0q})=f_q(\theta_{UB})$, $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})=f_q(\theta_{UA})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})=f_q(\theta_{UB})$ sind für verschiedene q *phasenverschoben*. Die Maximalwerte von $\Delta i_d(t_{A0q})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ treten deshalb für verschiedene Ventile q bei unterschiedlichen θ_{UA} bzw. θ_{UB} auf. Wenn gleichzeitig $k_{UA}>0$ und $k_{UB}>0$ gilt, sind sie auch entlang der Ordinate verschoben, das heißt, diese Funktionen besitzen unterschiedliche Mittelwerte.
- (5) Die Stromdifferenzwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{A0(q+3)})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+3+p)})$ der im Abstand von 90° zündenden Ventile unterscheiden sich nur durch ihr Vorzeichen. Die entsprechenden Differenzwerte bei den Zündzeitpunkten der Ventile q und $(q+6)$ sind gleich groß.
- (6) Mit zunehmender Glättung wird X_Σ vergrößert. Es lässt sich zeigen, dass für alle i mit $0 \leq i \leq 5$ gilt:

$$\lim_{X_\Sigma \rightarrow \infty} \left(\frac{1}{X_\Sigma^6 - X_1^6} \cdot \frac{X_\Sigma^i}{X_1^{(i-5)}} \right) = \frac{1}{6X_{AK} + 6X_{BK}} \quad (5.24)$$

Für $X_\Sigma \rightarrow \infty$ gibt es keine i -Abhängigkeit der Terme $X_\Sigma^i/X_1^{(i-5)}$ in den Gl. (5.22) und (5.23) und die durch i und $i+3$ gebildeten Paare der Kosinusfunktionen heben sich auf. Wie nicht anders zu erwarten war, gilt deshalb:

$\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ verschwinden bei idealer Glättung.

5.6.4 Berechnungsbeispiel

Zur Veranschaulichung der Ergebnisse und Verifikation der Lösung wird wieder auf das in Anl. 4 beschriebene Beispiel zurückgegriffen. Es wird der gleiche Fall mit den gleichen Parametern verwendet wie in Kap. 4.3.4 für die Betrachtung der durch Netzspannungsunsymmetrien auftretenden Harmonischen im Zwischenkreis. Die Netzspannungsunsymmetrie im Netz A wird nun auch in ihrer Größe variiert und im gesamten Bereich $\theta_{UA}=0\dots360^\circ$ betrachtet.

Im Umkehrschluss zu Absatz (6), Kap. 5.6.3, sind wegen des kleinen Wertes für das zur Konstellation Nr. 2 aus *Tabelle A4.3* (Anl. 4) zugehörige X_Σ verhältnismäßig große $\Delta i_d(t_{A0q})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ möglich.

Die für ideal geglätteten Gleichstrom geltende Gleichung (5.17) liefert für $\alpha_A=16^\circ$ den Wert $I_d=976$ A ($0,26 I_{dr}$). Mit Gl. (5.13) folgt ein Mittelwert der diskreten Stromwerte zu Kommutierungsbeginn von $i_d(t_{A0})=989$ A.

Die sich unter diesen Umständen bei Variation der Spannungsunsymmetrie im Netz A ergebenden $\Delta i_d(t_{A0q})$ sind im *Bild 5.3* für die Ventile 1, 2, 3 und 4 (Nummerierung entsprechend *Bild 3.1*) dargestellt. Sie sind auf den von θ_U unabhängigen mittleren Momentanwert $i_d(t_{A0})$ bei Kommutierungsbeginn bezogen.

Das Berechnungsbeispiel verifiziert

- die Lösung Gl. (5.22) und
- die aus der Analyse der funktionalen Zusammenhänge (Kap. 5.6.3) abgeleiteten Aussagen (1)-(5).

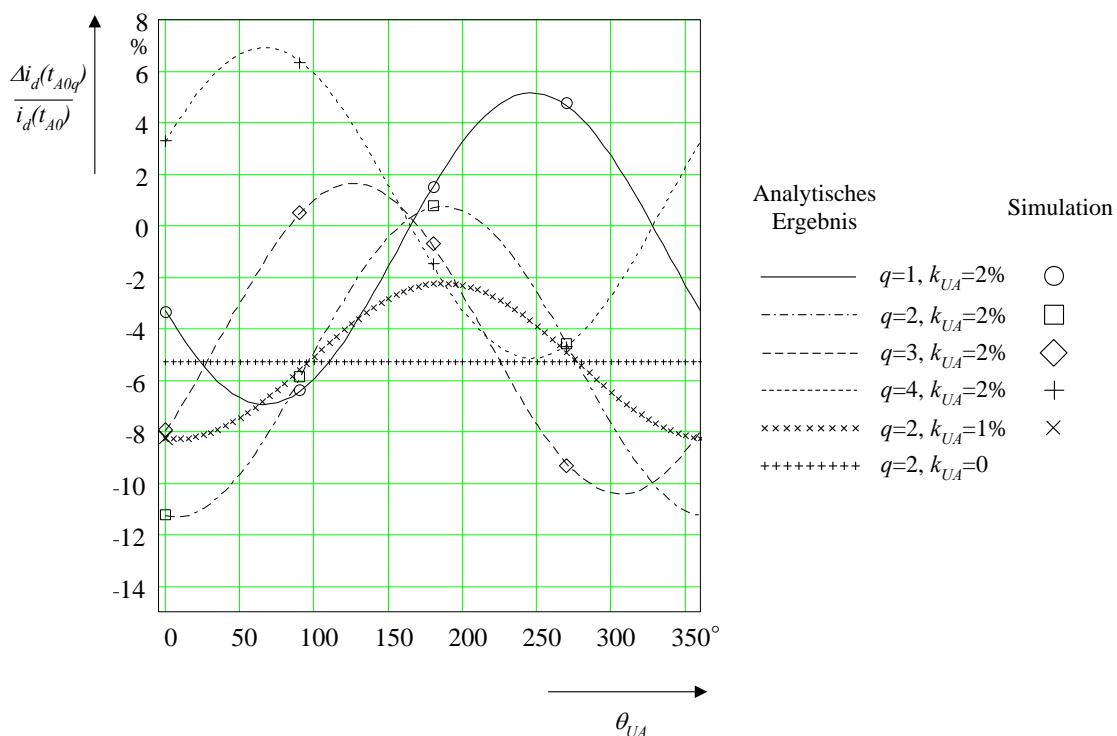


Bild 5.3 Bezogene Stromdifferenzwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ bei Spannungsunsymmetrien in beiden Netzen ($k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$)

Darüber hinaus ist anhand des Beispiels Folgendes erkennbar:

- Die vorhandenen Verschiebungen der Mittelwerte der Kurven $\Delta i_d(t_{A0q})=f(\theta_{UA})$ gegenüber der Nulllinie $\Delta i_d(t_{A0q})=0$ sind auf das Spannungs-Gegensystem im Netz B zurückzuführen.
- Ein annäherndes Auslöschung der Stromdifferenzen $\Delta i_d(t_{A0q})$ ist aufgrund der hier zugrundegelegten Verhältnisse um $\theta_{UA}=165^\circ$ möglich. In diesem Fall kompensieren sich die Auswirkun-

gen der Spannungsunsymmetrien beider Seiten nahezu (für $k_{UA}=k_{UB}=2\%$). Die diskreten Stromwerte $i_d(t_{A0q})$ sind dann fast gleich groß.

- Die durch Simulation ermittelten $i_d(t_{A0q})$ weichen für alle untersuchten Fälle und alle q weniger als 0,5% von den analytischen Ergebnissen ab. Diese geringfügigen Fehler sind bedingt durch die in der analytischen Lösung vernachlässigten, jedoch für die Simulation notwendigen Ventilbeschaltungen, kleinen resistiven Anteilen der Systemimpedanzen sowie durch geringfügige abtastschrittweitenbedingte Integrationsfehler, welche durch die hohe Stromverstärkung des zwölfpulsigen Stromrichters einige wenige Ampere Differenz hervorrufen können.

5.7 Ansteuermodifikation

5.7.1 Vorbemerkungen

Die bisher im Kap. 5 erfolgten Betrachtungen setzten stets eine äquidistante Zündfolge voraus. Nun wird der Einfluss von periodischen kleinen Verschiebungen der Zündzeitpunkte auf die diskreten Werte des Zwischenkreisstromes im Zündzeitpunkt untersucht. Zündmuster und Größe der Zündwinkeländerungen soll dabei den in Kap. 4.4.1 angegebenen Bedingungen für die Steuerungsunsymmetrie genügen.

Eine einzelne Abweichung von der äquidistanten Zündfolge hat eine Änderung der nachfolgenden Strommomentanwerte zur Folge. Diese Störung im Momentanwertverlauf klingt mit einer Zeitkonstante ab. Periodische Zündzeitpunktverschiebungen liefern dagegen ein festes Muster für die Abweichung des Momentanwertverlaufes im Vergleich zur äquidistanten Zündung.

Netzspannungsunsymmetrien verursachen eine halbschwingungssymmetrisch auftretende Störung in den Verläufen von Strom und Spannung im Zwischenkreis. Da diese Arbeit das Ziel verfolgt, diese Störung zu reduzieren, muss die hier betrachtete Ansteuermodifikation ebenfalls eine Wiederholperiode $T/2$ aufweisen. Die nachfolgend beschriebene Lösung unterscheidet sich dennoch nicht wesentlich von jener, welche im allgemeinen Fall eines mit der Periode der Grundschwingung (T) sich wiederholenden Zündmusters (zum Beispiel durch einen systematischen Fehler der Ansteuerung) zu entwickeln wäre.

Die Betrachtungen in Kap. 5.7 basieren auf der in *Tabelle 5.1* im Schritt 5 angenommenen Konfiguration und der dort angegebenen Bedingungen.

Analog zu Kap. 5.6 wird im Interesse einer Vereinfachung und überschaubaren Darstellung eine Lösung für die ventilspezifischen *Differenzen* $\Delta i_d(t_{A0q})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0q})$ angegeben. Dies sind jene Stromdifferenzwerte zwischen den sich einstellenden diskreten Werten des Zwischenkreisstromes zu den Zündzeitpunkten der Ventile und den diskreten Werten $i_d(t_{A0})$ bzw. $i_d(t_{B0})$, welche mit Hilfe der Gleichungen aus Kap. 5.4 ermittelt wurden.

Entsprechend Kap. 4.4.1, Absatz (3) ist die Summe der Zündzeitpunktverschiebungen $\Delta\alpha_q$ aller Ventile eines Stromrichters gleich Null, um eine Änderung von I_d zu vermeiden. Dennoch kann gegebenenfalls eine geringfügige Änderung des Gleichanteils im Zwischenkreisstrom durch die vorgesehene unsymmetrische Ansteuerung hervorgerufen werden. Diese Änderung wird durch die Unterschiede zwischen Verlust und Gewinn an Spannungs-Zeit-Fläche bei verspäteter Zündung ($\Delta\alpha_q > 0$) gegenüber einer um den gleichen Winkelbetrag $|\Delta\alpha_q|$ früheren Zündung ($\Delta\alpha_q < 0$) hervorgerufen. In dem im *Bild 5.4* dargestellten Beispiel (Gleichrichter mit $\alpha < 60^\circ$) ist der Verlust der Spannungs-Zeit-Fläche V bei um $\Delta\alpha_q$ späterer Zündung größer, als der Gewinn an Spannungs-Zeit-Fläche G infolge der um $\Delta\alpha_{q+1}$ früheren Zündung, obwohl $|\Delta\alpha_q| = |\Delta\alpha_{q+1}|$ gelten soll. Eine darauf zurückzuführende geringfügige Änderung ΔI_d des Gleichanteils muss gegebenenfalls durch eine Modifikation des mittleren Zündwinkels α ausgeglichen werden.

Im *Bild 5.5* ist eine Verzögerung der Zündung des Ventils q im Stromrichter A und ein früheres Zünden des in der Zündreihenfolge nächsten Ventils ($q+p$) des Stromrichters B dargestellt. Die Kommutierungsintervalle von Gleich- und Wechselrichter überlappen nicht (Fall 1 entsprechend *Bild 3.3*). Der Beginn des Kommutierungsintervalls des Ventils q verschiebt sich um Δt_{A0q} von t_{A0q} auf t_{A0q} . Der Beginn des Kommutierungsintervalls des Ventils ($q+p$) verschiebt sich um $\Delta t_{B0(q+p)}$ von $t_{B0(q+p)}$ auf

$t_{B\alpha(q+p)}$. Analog dazu versetzt sich auch das Ende der Kommutierungsintervalle von t_{A1q} auf $t_{A\beta q}$ bzw. von $t_{B1(q+p)}$ auf $t_{B\beta(q+p)}$. Den entsprechenden Zusammenhang definiert Gl. (5.25).

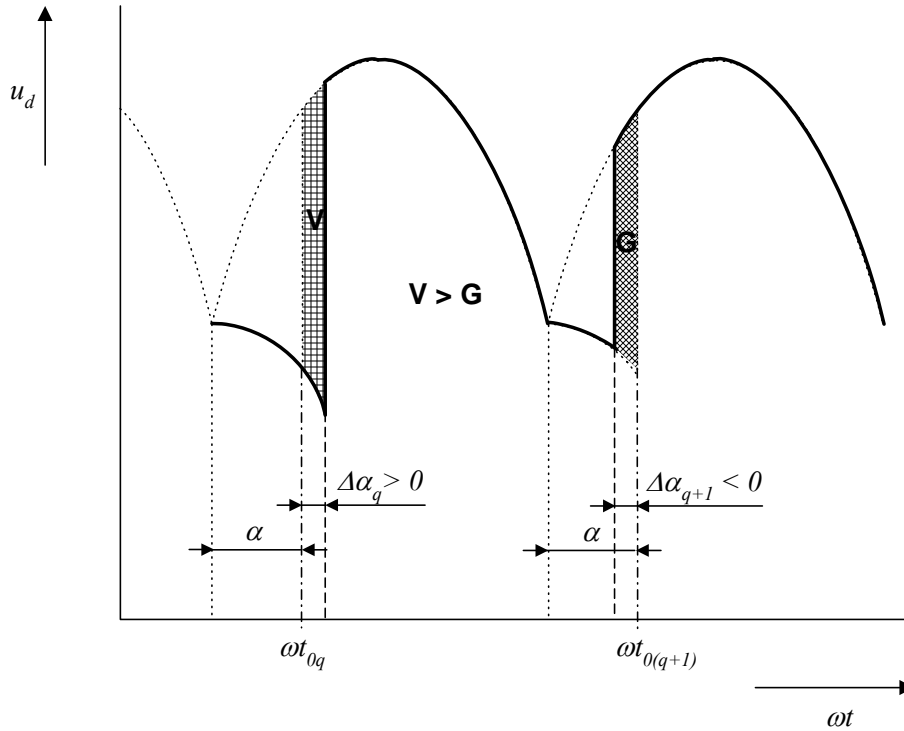


Bild 5.4 Verlust (V) und Gewinn (G) an Spannungs-Zeit-Fläche infolge betragsmäßig gleicher Zündwinkeländerungen $\Delta\alpha_q > 0$ und $\Delta\alpha_{q+1} < 0$

$$\begin{aligned} \Delta t_{A0q} &= t_{A\alpha q} - t_{A0q} & \Delta t_{A1q} &= t_{A\beta q} - t_{A1q} & \Delta\alpha_{Aq} &= \omega \cdot \Delta t_{A0q} \\ \Delta t_{B0(q+p)} &= t_{B\alpha(q+p)} - t_{B0(q+p)} & \Delta t_{B1(q+p)} &= t_{B\beta(q+p)} - t_{B1(q+p)} & \Delta\alpha_{B(q+p)} &= \omega \cdot \Delta t_{B0(q+p)} \end{aligned} \quad (5.25)$$

Die durch die Zündzeitpunktverschiebungen hervorgerufenen Änderungen $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ der diskreten Stromwerte am Beginn der Kommutierungsintervalle beziehen sich auf die in Kap. 5.4 betrachteten Momentanwerte $i_d(t_{A0q})$ und $i_d(t_{B0(q+p)})$ bei äquidistanter Zündung und symmetrischen Netzspannungen:

$$\begin{aligned} \Delta i_d(t_{A0q}) &= i_d(t_{A\alpha q}) - i_d(t_{A0q}) \\ \Delta i_d(t_{B0(q+p)}) &= i_d(t_{B\alpha(q+p)}) - i_d(t_{B0(q+p)}) \end{aligned} \quad (5.26)$$

Aufgrund der vorausgesetzten Wiederholperiode $T/2$ gilt auch hier Gl. (5.21).

Die Zündzeitpunktverschiebungen bewirken, wie aus Bild 5.5 deutlich wird, Vergrößerungen und Verkleinerungen der Kommutierungswinkel μ_q der Ventile im Vergleich zum mittleren Kommutierungswinkel μ [44,64]. Dadurch besteht - wie im Falle von Netzspannungsunsymmetrien (Kap. 5.6.1) - die Möglichkeit eines Wechsels der Überlappungsform, das heißt ein Wechsel des Falls entsprechend Bild 3.3 innerhalb einer Periode $T=1/f$ der Grundschwingung. Die Zündwinkeländerungen sollen jedoch gemäß Kap. 4.4.1 nur begrenzte Größe haben. Deshalb sind auch die Änderungen der Kommutierungswinkel μ_q klein. Aus den in Kap. 5.6.1 genannten Gründen wird deshalb für die gesamte Periode T wieder nur einer der im Bild 3.3 aufgeführten Fälle zugrunde gelegt.

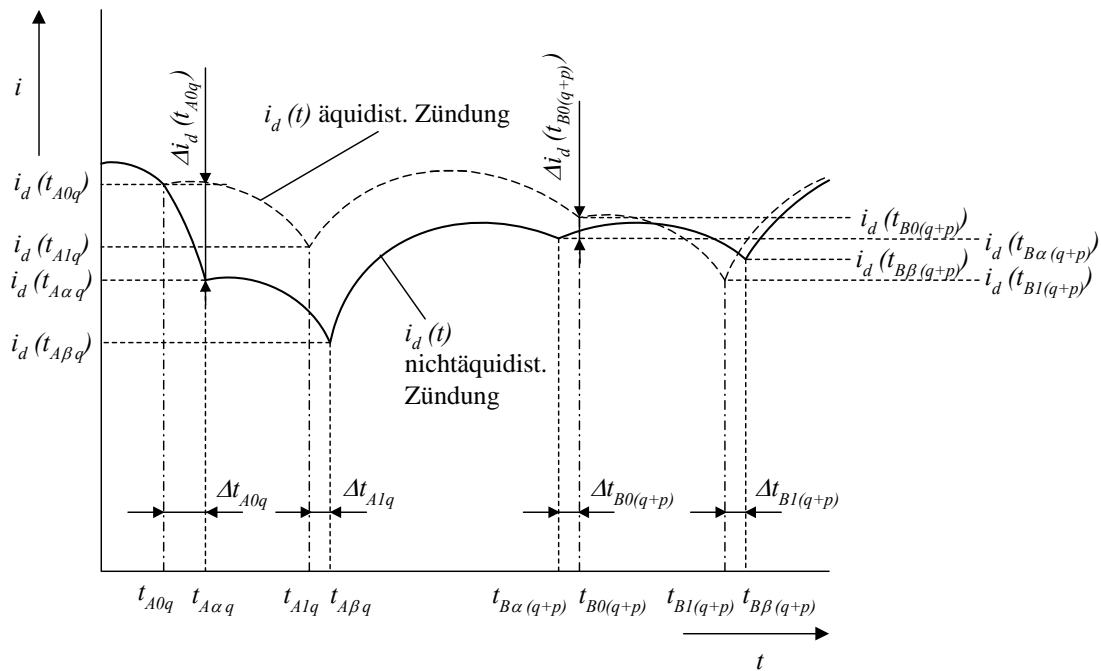


Bild 5.5 Momentanwertverlauf des Zwischenkreisstromes bei Verzögerung der Zündung des Ventils q im Stromrichter A sowie früherem Zünden des nächstfolgenden Ventils $(q+p)$ im Stromrichter B

5.7.2 Lösung

Aufgrund des im Vergleich zur Darstellung in Kap. 5.3 deutlich höheren Aufwandes wird die Ableitung der Gleichungen zur Berechnung von $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ in Anl. 6 grob skizziert.

Die in Anl. 6 als Ergebnis der Herleitung dargestellte Gl. (A6.4) bildet zwar den exakten Zusammenhang zwischen den Zündzeitpunktverschiebungen $\Delta\alpha_{Aq}$ und $\Delta\alpha_{B(q+p)}$ und den daraus resultierenden $\Delta i_d(t_{A0q})$ ab, ist jedoch wegen ihrer Größe nicht sehr übersichtlich. Dies gilt insbesondere auch dann, wenn die Beziehung zu den komplexen Steuerungsunsymmetriefaktoren \underline{k}_{SA} und \underline{k}_{SB} hergestellt wird.

Andererseits sind kleinere Ungenauigkeiten im Hinblick auf später vorzunehmende Linearisierungen und wegen der nur begrenzt genauen Datenbasis durchaus zulässig. Für die Verwendung von einfacheren Näherungsgleichungen spricht zudem, dass die Genauigkeit bzw. die Symmetrie der Ansteuerung aus den in Kap. 2.2 genannten Gründen in der Praxis beschränkt, das heißt nicht hundertprozentig exakt ist.

Gl. (A6.4) kann – ebenso wie eine äquivalente Gleichung für $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ - für kleine $\Delta\alpha_{Aq}$ und $\Delta\alpha_{B(q+p)}$ mit Hilfe von Gl. (5.27) vereinfacht werden.

$$\sin \Delta\alpha \approx \Delta\alpha \quad \cos \Delta\alpha - 1 \approx 0 \tag{5.27}$$

Werden außerdem die Zündwinkeländerungen $\Delta\alpha_{Aq}$ und $\Delta\alpha_{B(q+p)}$ durch Gl. (4.4), das heißt durch Verwendung der komplexen Steuerungsunsymmetriefaktoren \underline{k}_{SA} und \underline{k}_{SB} ersetzt, folgen schließlich die nachfolgend angegebenen Gl. (5.28) und (5.29). Beide Näherungsgleichungen sind übersichtlicher als Gl. (A6.4). Sie zeigen die funktionalen Beziehungen zwischen \underline{k}_{SA} sowie \underline{k}_{SB} auf der einen Seite und den durch die Ansteuermodifikation gegenüber äquidistanter Zündung bei t_{A0q} und $t_{B0(q+p)}$ verursachten Änderungen $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ der diskreten Stromwerte zu den Zeitpunkten $t_{A\alpha q}$ und $t_{B\alpha(q+p)}$ auf der anderen Seite. Die Genauigkeit dieser Gleichungen wird in Kap. 5.7.4 anhand eines Beispiels demonstriert.

$$\Delta i_d(t_{A0q}) = C_1 \hat{U}_{A(1)} \sum_{i=0}^5 \frac{X_\Sigma^i}{X_1^{(i-5)}} \cdot \left[\begin{array}{l} k_{SA} \cdot \sin\left(\theta_{SA} + (q+i+3)\frac{\pi}{3}\right) \cdot \left(\cos\left(\alpha_A + \frac{\pi}{12}\right) \right. \\ \left. + u_{(1)} \cos(\alpha_A - \beta) \right) \\ - k_{SA} \cdot \sin\left(\theta_{SA} + (q+i+2)\frac{\pi}{3}\right) \\ \cdot \frac{X_\Sigma - X_{BK}}{X_\Sigma} \left(\cos\left(\alpha_A - \frac{\pi}{12}\right) + u_{(1)} \cos(\alpha_A - \beta) \right) \\ + k_{SB} \cdot \sin\left(\theta_{SB} + (q+i+p+2)\frac{\pi}{3}\right) \\ \cdot \left(-\frac{X_{BK}}{X_\Sigma} \cos(\alpha_B + \beta) - u_{(1)} \cos\left(\alpha_B - \frac{\pi}{12}\right) \right) \\ \left. + \frac{X_\Sigma - X_{BK}}{X_\Sigma} \cdot u_{(1)} \cos\left(\alpha_B + \frac{\pi}{12}\right) \right] \end{array} \right] \quad (5.28)$$

mit: C_l, X_l entsprechend Gl. (5.22)

$$\Delta i_d(t_{B0(q+p)}) = C_1 \hat{U}_{A(1)} \sum_{i=0}^5 \frac{X_\Sigma^i}{X_1^{(i-5)}} \cdot \left[\begin{array}{l} k_{SA} \cdot \sin\left(\theta_{SA} + (q+i)\frac{\pi}{3}\right) \\ \cdot \left(\cos\left(\alpha_A - \frac{\pi}{12}\right) \right. \\ \left. - \frac{X_\Sigma - X_{AK}}{X_\Sigma} \cdot \cos\left(\alpha_A + \frac{\pi}{12}\right) \right. \\ \left. + \frac{X_{AK}}{X_\Sigma} \cdot u_{(1)} \cos(\alpha_A - \beta) \right) \\ + k_{SB} \cdot \sin\left(\theta_{SB} + (q+p+i-1)\frac{\pi}{3}\right) \\ \cdot \frac{X_\Sigma - X_{AK}}{X_\Sigma} \left(\cos(\alpha_B + \beta) \right. \\ \left. + u_{(1)} \cos\left(\alpha_B - \frac{\pi}{12}\right) \right) \\ - k_{SB} \cdot \sin\left(\theta_{SB} + (q+p+i)\frac{\pi}{3}\right) \\ \cdot \left(\cos(\alpha_B + \beta) + u_{(1)} \cos\left(\alpha_B + \frac{\pi}{12}\right) \right) \end{array} \right] \quad (5.29)$$

5.7.3 Analyse der funktionalen Zusammenhänge

- (1) Analogien: Unter Voraussetzung der in Kap. 4.4.1, Absatz (1), aufgeführten Beschränkung der Größe der Zündwinkeländerungen $\Delta\alpha_q$ können weitgehende Analogien zwischen Steuerungs- und Spannungsunsymmetrie festgestellt werden. So lassen sich die Absätze (1)-(5) aus Kap. 5.6.3 sinngemäß übertragen, wenn „Spannungsunsymmetrie“ durch „Steuerungsunsymmetrie“ (Ansteuermodifikation) und die entsprechenden Unsymmetriefaktoren ersetzt werden.
- (2) Verstärkungs- und Kompensationseffekte: Gleichzeitige Ansteuermodifikationen in beiden Stromrichtern können im Vergleich zur Steuerungsunsymmetrie in nur einem Stromrichter zur Vergrößerung oder zur Verkleinerung von $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0q})$ führen.
- (3) Bei *idealer Glättung* des Stromes im Zwischenkreis, das heißt $X_S \rightarrow \infty$, gilt Gl. (5.24). Während die vereinfachten Gl. (5.28) und (5.29) trotz unsymmetrischer Ansteuerung unter dieser Bedingung für alle $\Delta i_d(t_{A0q})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ den Wert Null liefern, ergeben die genaueren Lösungen unter dieser Voraussetzung dagegen von Null verschiedene Werte, wobei $\Delta i_d(t_{A0q})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ dann sehr klein und für alle Ventile q eines Stromrichters gleich groß sind. Unabhängig vom tatsächlichen Grad der Glättung erhält man auf diese Weise unter der Bedingung $X_d \rightarrow \infty$ (und damit $X_S \rightarrow \infty$) die in Kap. 5.7.1 genannte Änderung ΔI_d des ideal geglätteten Gleichstromes I_d infolge nichtäquidistanter Zündung der Ventile.

5.7.4 Berechnungsbeispiel

Zur Veranschaulichung und Verifikation der Lösung und der beschriebenen Zusammenhänge wird das bereits in Kap. 4.4.6 verwendete Beispiel mit den gleichen Ansteuermodifikationen herangezogen. Weil bis auf die Steuerungs- und Spannungsunsymmetrien die gleichen Parameter verwendet werden wie in Kap. 5.6.4, ist zudem ein Vergleich mit den durch Netzspannungsunsymmetrien bedingten Differenzen der diskreten Stromwerte möglich.

Bild 5.6 und *Bild 5.7* zeigen für die Ventile 1, 2, 3 und 4 die relativen Abweichungen $\Delta i_d(t_{A0q})$ vom diskreten Wert $i_d(t_{A0})$ (Gl. (5.13)), welche durch unterschiedliche Ansteuermodifikation im Stromrichter A und eine gleichzeitig vorgenommene Ansteuermodifikation im Stromrichter B verursacht werden. Das Zündmuster im Stromrichter B ist dabei unveränderlich. Bezugsgröße, Nummerierung der Ventile und die Kennzeichnung der Kurven entsprechen dem Beispiel aus Kap. 5.6.4.

Während die im *Bild 5.6* dargestellten Funktionen $\Delta i_d(t_{A0q}) = f(\theta_{SA})$ ausschließlich auf Basis der Näherungsgleichung (5.28) ermittelt wurden, zeigt *Bild 5.7* die Abhängigkeit vom Betrag k_{SA} des komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors \underline{k}_{SA} mit einem Vergleich zwischen den Ergebnissen der Näherungsgleichung, der genauen analytischen Lösung und der Simulation.

Den mit den Gl. (A6.4) berechneten Kurven (exakter mathematischer Zusammenhang) wurden in Form der Punktlinien die Ergebnisse der linearisierten Näherung Gl. (5.28) gegenübergestellt. Die Zugehörigkeit der Punktlinien zu den entsprechenden Kurven ist aus ihrem Verlauf bei kleinen k_{SA} erkennbar. Aus der Gegenüberstellung ist der Linearisierungsfehler zu erkennen.

Wegen $k_{SB}=0,02$ beginnen die Kurven im *Bild 5.7* für $k_{SA}=0$ nicht im Nullpunkt des Koordinatensystems.

Der Schnittpunkt zwischen den entsprechenden Kurven aus genauer Gleichung und Näherung wird durch die Größe von k_{SB} bestimmt.

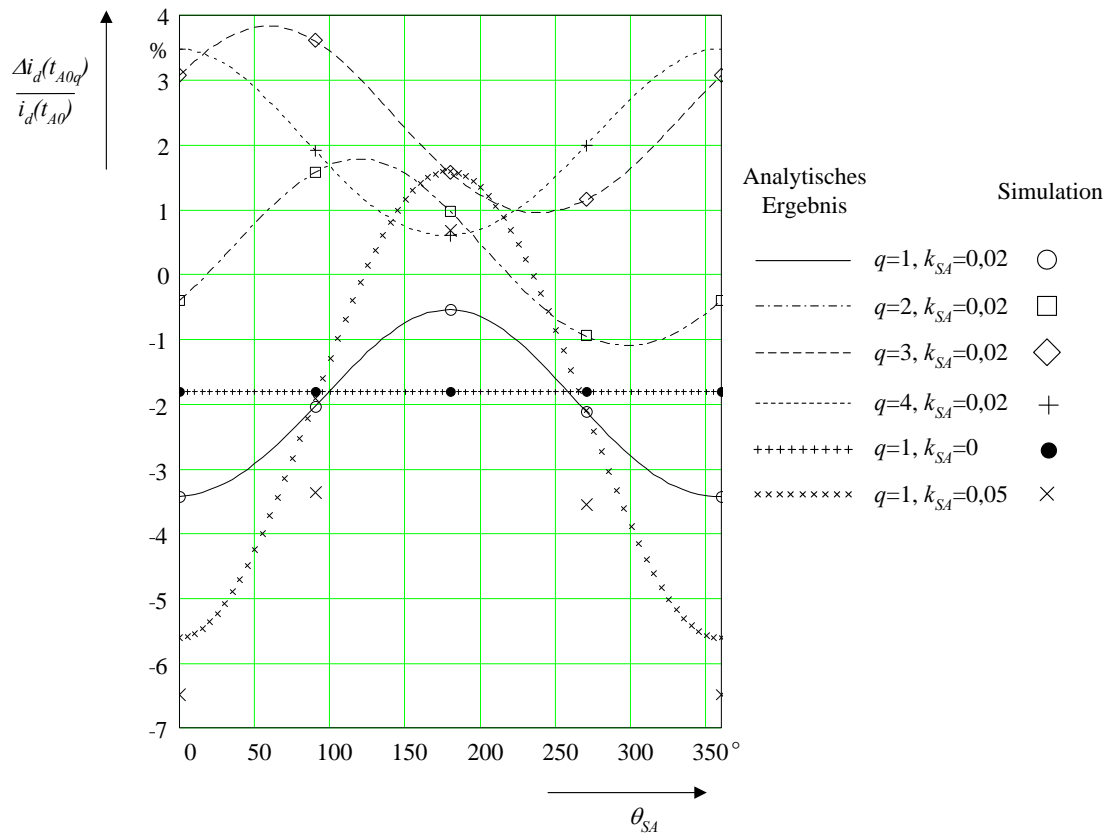


Bild 5.6 Bezogene Stromdifferenzwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ bei nichtäquidistanter Ventilzündung als Funktion von θ_{SA} ($k_{SB}=0,02 < 0$)

Das Berechnungsbeispiel bestätigt

- die Lösung zur Ermittlung der Stromdifferenzwerte,
- die in Kap. 5.7.3 genannten Analogien zwischen Spannungs- und Steuerungsunsymmetrie,
- die in Kap. 5.7.3 genannten Verstärkungs- und Kompensationseffekte.

Während die genauen Gleichungen uneingeschränkt anwendbar sind, kann eingeschätzt werden, dass für $k_{SA} > 0,02$ die Genauigkeit der Näherungsgleichung gegebenenfalls nicht ausreicht.

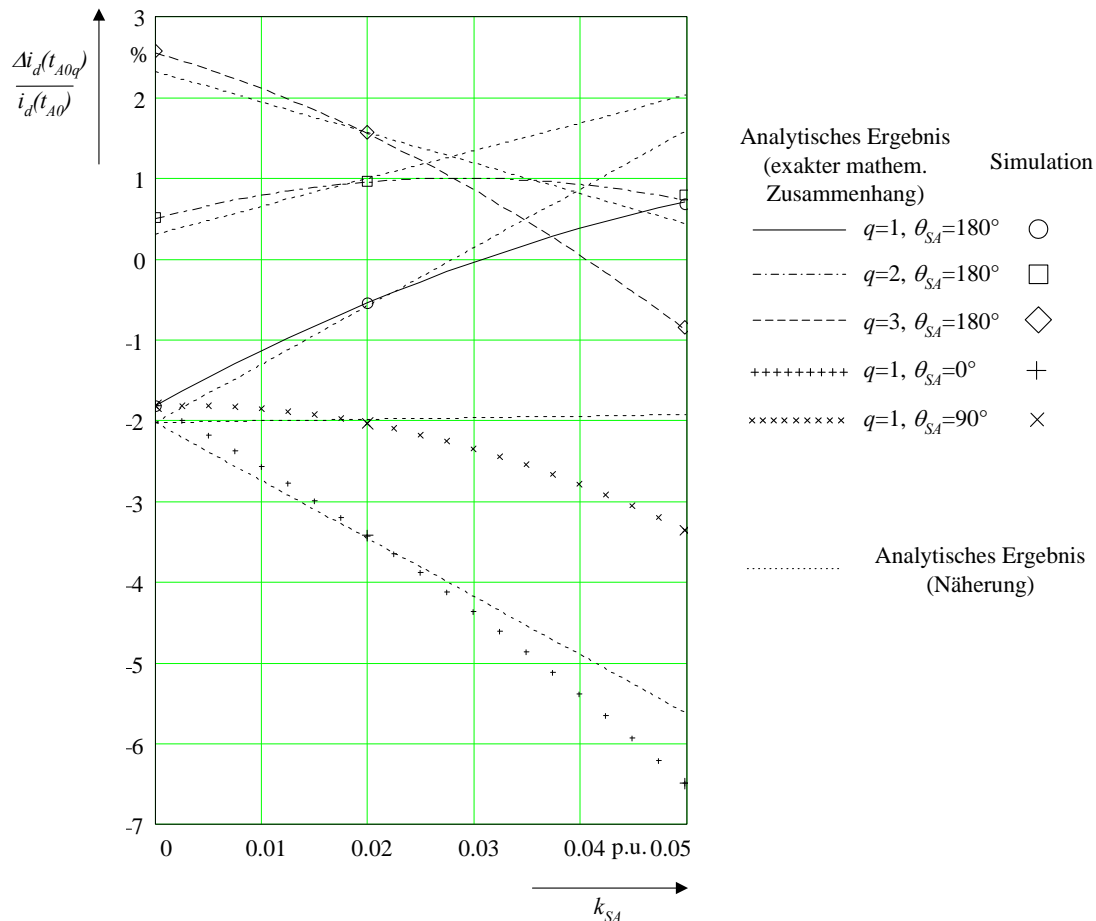


Bild 5.7 Bezogene Stromdifferenzwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ bei nichtäquidistanter Ventilzündung als Funktion von k_{SA} ($k_{SB}=0,02 \angle 0$)

5.8 Unsymmetrische Netzspannungen und gleichzeitige Ansteuermodifikation

5.8.1 Vorbemerkungen

In den Kap. 5.6 und 5.7 wurden die Einflüsse von Spannungsunsymmetrien und von unsymmetrischer Ansteuerung auf die Momentanwerte des Zwischenkreisstromes am Beginn der Kommutierung separat untersucht. In Kap. 5.8 wird das gleichzeitige Auftreten von Spannungsunsymmetrien und Ansteuermodifikation betrachtet. Dies erfolgt vor allem in Hinblick auf die Reduzierung der Auswirkungen von Spannungsunsymmetrien durch modifizierte Ansteuerung.

Diese Betrachtungen gelten für die in *Tabelle 5.1* unter Schritt 6 genannte Konfiguration unter den dort angegebenen und den folgenden Bedingungen:

- kleine Spannungsunsymmetrien entsprechend Absatz (12) in Kap. 3.2,
- kleine Zündzeitpunktverschiebungen entsprechend Kap. 4.4.1.
- Es gibt keine Wechselwirkungen zwischen Zündzeitpunktverschiebungen $\Delta\alpha_q$ und Spannungs-Gegensystem $\underline{U}_{(2)}$. Dies kann in der Praxis zumindest für relativ starke Netzknoten vorausgesetzt werden.

5.8.2 Analytische Betrachtung

Es kann gezeigt werden, dass

- (1) der Einfluss von Zündzeitpunktverschiebungen $\Delta\alpha_{Aq}$ bzw. $\Delta\alpha_{B(q+p)}$ auf die durch Spannungsunsymmetrien bedingten Stromdifferenzwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ nur sehr geringfügig ist,

(2) der Einfluss von Spannungsunsymmetrien auf die durch $\Delta\alpha_{Aq}$ und $\Delta\alpha_{B(q+p)}$ hervorgerufenen $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ ebenfalls vernachlässigt werden kann.

Der Nachweis für (1) erfolgt über die Betrachtung der Änderung der Integrationsgrenzen für die über die Spannungen $u_{A\Sigma(2)}(t)$ und $u_{B\Sigma(2)}(t)$ abschnittsweise gebildeten Integrale (siehe Kap. 5.6.2 und Methodik in Kap. 5.3).

Der Nachweis für (2) wird über das in Anl. 6 angegebene Gleichungssystem (A6.3) geführt. Die dort angegebenen Integrale integrieren die aus den Spannungs-Mitsystemen gebildeten zeitabhängigen Funktionen $u_{A\Sigma(1)}(t)$ und $u_{B\Sigma(1)}(t)$ über die kurzen Zeitintervalle der Zündzeitpunktverschiebungen. Wegen $\underline{U}_{A(2)} \leq 0,02 \underline{U}_{A(1)}$ sowie $\underline{U}_{B(2)} \leq 0,02 \underline{U}_{B(1)}$ würde die Ergänzung von $u_{A\Sigma(2)}(t)$ und $u_{B\Sigma(2)}(t)$ keine merkliche Änderung der Größe jedes Integrals hervorrufen.

Daraus wird geschlussfolgert:

1. Bei gleichzeitiger Spannungsunsymmetrie und nichtäquidistanter Zündung ist eine *lineare Überlagerung* der aus beiden Ursachen entstehenden Stromdifferenzwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ möglich, das heißt die Ergebnisse der Gl. (5.22) und (5.28) bzw. Gl. (5.23) und (5.29) können einfach addiert werden.
2. Abgesehen von geringen Ungenauigkeiten gelten für die durch k_{UA} und k_{UB} bestimmten Anteile an $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ die in Kap. 5.6.3 genannten funktionalen Zusammenhänge. Analog gilt Kap. 5.7.3 für die durch k_{SA} und k_{SB} bestimmten Anteile an $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$.
3. Unter den vorausgesetzten Bedingungen (Kap. 5.8.1) werden *aus der Überlagerung* nur geringe Ungenauigkeiten erwartet. Jedoch werden die näherungsbedingten Ungenauigkeiten aus der Berechnung der Stromdifferenzwerte bei nichtäquidistanter Ventilzündung (siehe Berechnungsbeispiel Kap. 5.7.4) übertragen.

5.8.3 Berechnungsbeispiel

Anhand *einer* durch k_{UA} und k_{UB} beschriebenen Konstellation der Spannungsunsymmetrien der Netze A und B wird nun gezeigt, wie sich die Stromdifferenzwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ bei Spannungsunsymmetrie und variabler Ansteuermodifikation einstellen. Im Interesse einer konsistenten Betrachtung werden die in den Kap. 5.6.4 und 5.7.4 verwendeten Varianten des in Anl. 4 sowie in Kap. 5.4.5 beschriebenen Beispiels zusammengeführt. Wie im *Bild 5.6* ist die variable Größe hier θ_{SA} .

Eine Zusammenfassung der hier verwendeten Parameter befindet sich in *Tabelle 5.4*. Die Bezugsgröße, die Auswahl und Nummerierung der Ventile sowie die Kennzeichnung der im *Bild 5.8* dargestellten Kurven entsprechen *Bild 5.6*. Lediglich die letzte Kurve $\Delta i_d(t_{A0q})/i_d(t_{A0})=f(\theta_{SA})$ für $q=1$ und $k_{SA}=k_{SB}=0$ wurde gegenüber *Bild 5.6* ergänzt. Diese Funktion hat den Wert entsprechend dem Beginn ($\theta_{UA}=0$) der Kurve für $q=1$ und $k_{UA}=2\%$ im *Bild 5.3*. Um diesen Wert sind die anderen Kurven für $q=1$ im *Bild 5.8* jeweils gegenüber den entsprechenden Kurven im *Bild 5.6* verschoben.

Tabelle 5.4 Parameter des betrachteten Beispiels zur Berücksichtigung von Netzspannungsunsymmetrien und gleichzeitiger Ansteuermodifikation

Impedanzverhältnisse entsprechend Tabelle A4.3 (Anl. 4)	α_A (°)	α_B (°)	$\Delta\varphi_{(1)}$ (°)	$u_{(1)}$	k_{UA} (%)	θ_{UA} (°)	k_{UB} (%)	θ_{UB} (°)	k_{SA}	k_{SB}	θ_{SB} (°)
Nr. 2	16	156	25	1,0	2,0	0	2,0	175	0 0,02 0,05	0 0,02	0

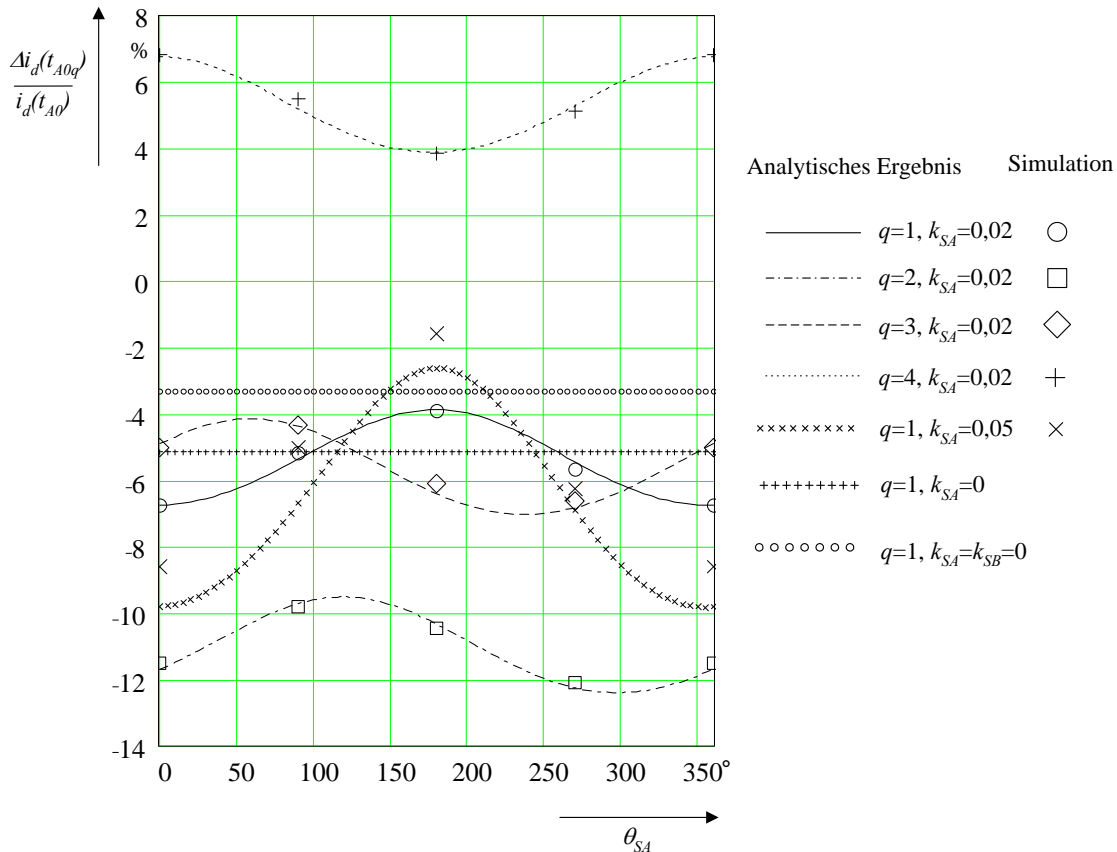


Bild 5.8 Bezogene Stromdifferenzwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ bei nichtäquidistanter Ventilzündung und gleichzeitiger Spannungsunsymmetrie nach *Tabelle 5.4* als Funktion von θ_{SA} ($k_{SB}=0,02 < 0$)

Der Vergleich zwischen den analytisch berechneten Kurven und den Simulationsergebnissen verifiziert die Berechnungsmethode. Die Schlussfolgerungen aus Kap. 5.8.2 werden bestätigt. Die grundlegenden Eigenschaften der ausgewählten Funktion $\Delta i_d(t_{A0q})=f(\theta_{SA})$ ändern sich gegenüber dem Zustand ohne Spannungsunsymmetrie nicht.

Für die *technische Realisierung* einer modifizierten Ansteuerung der Ventile bei unsymmetrischer Netzspannung muss berücksichtigt werden, dass einige durch Spannungsunsymmetrie hervorgerufene Stromdifferenzwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ sich durch nichtäquidistante Zündung gegebenenfalls vergrößern können. Dies zeigt der Vergleich von *Bild 5.8* mit *Bild 5.3*. Minima von $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ treten für verschiedene q nicht bei einem sondern verschiedenen θ_S auf. Dies darf nicht zu einem dauerhaften Lücken des Zwischenkreisstromes führen.

5.9 Ergebnisse

Die diskreten Werte $i_d(t_{0q})$ des Zwischenkreisstromes zu den Zündzeitpunkten der Ventile beider Stromrichter wurden für die in *Tabelle 5.1* angegebenen Konfigurationen und Bedingungen untersucht. Im Folgenden werden die wichtigsten Ergebnisse genannt:

1. Für die Berechnung aller $i_d(t_{0q})$ unter symmetrischen Verhältnissen und bei Spannungs- oder/und Steuerungsunsymmetrien (entsprechend Kap. 4.4.1) kann das im *Bild 5.9* abgebildete Berechnungsschema unter Nutzung der in den Kap. 5.4.2, 5.5.2, 5.6.2 und 5.7.2 angegebenen Gleichungen bzw. Terme angewendet werden. Diese sind anwendbar für alle Welligkeiten des Zwischenkreisstromes von der Lückgrenze bis zu idealer Glättung. Die Methode basiert auf der festgestellten linearen Überlagerbarkeit der funktionalen Abhängigkeiten und Zusammenhänge. Die Größe der Spannungsunsymmetrien sollte 2% ($k_U \leq 2\%$) nicht wesentlich übersteigen, die Abweichungen von der Äquidistanz der Zündung entsprechen den in Kap. 4.4.1 genannten Bedingungen für die

Steuerungsunsymmetrie. Die funktionalen Abhängigkeiten und Zusammenhänge werden für $k_S \leq 0,02$ recht genau erfasst. Für $0,02 < k_S \leq 0,05$ gilt dies mit Einschränkungen.

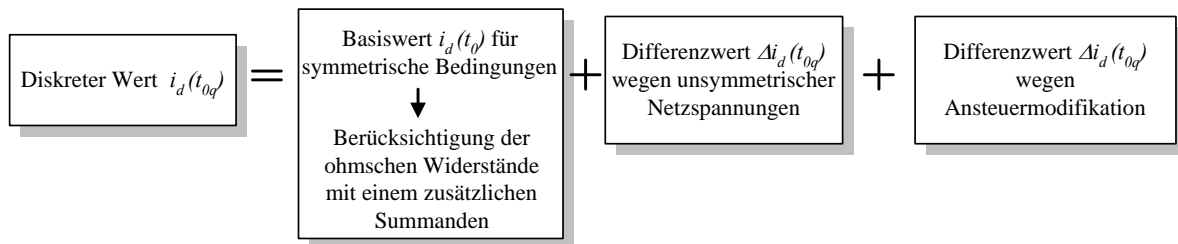


Bild 5.9 Berechnungsschema zur Ermittlung von $i_d(t_{0q})$

- Der Ersatz der diskreten Werte $i_d(t_{0q})$ durch den ideal geglätteten Strom bzw. Gleichanteil I_d setzt voraus, dass die Gesamtreaktanz X_Σ wesentlich größer ist, als jede der Kommutierungsreaktanzen beider Seiten, mithin muss gelten $X_{AK} \ll X_\Sigma$ und gleichzeitig $X_{BK} \ll X_\Sigma$.
- Ist diese Voraussetzung nicht erfüllt, müssen die Größe, Lage und die Überlappungsform der Kommutierungsintervalle (Bild 3.3) der Stromrichter A und B sowie die Größenverhältnisse und die Phasenbeziehung zwischen den Netzspannungszeigern durch Verwendung der in Kap. 5 vorgestellten Gleichungen bzw. Algorithmen Berücksichtigung finden. Diese berücksichtigen die Kopplung beider Stromrichter über den Zwischenkreis.
- Die Einflüsse der Spannungsunsymmetrien in beiden Netzen auf die Stromdifferenzwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ können mit Hilfe der komplexen Spannungsunsymmetriefaktoren \underline{k}_{UA} und \underline{k}_{UB} durch lineare bzw. trigonometrische Funktionen beschrieben, klar voneinander getrennt und linear überlagert werden.
- In analoger Weise kann die Abhängigkeit der Stromdifferenzwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ von der Art und Größe der Ansteuermodifikation in beiden Stromrichtern mittels linearer bzw. trigonometrischer Funktionen unter Verwendung der komplexen Steuerungsunsymmetriefaktoren \underline{k}_{SA} und \underline{k}_{SB} betrachtet und berechnet werden.
- Die diskreten Werte $i_d(t_{1q})$ am Ende der Kommutierungsintervalle können mit dem vorgestellten Verfahren bei Kenntnis der Kommutierungswinkel μ_q berechnet werden. Anl. 12 zeigt, dass nach vorheriger Berechnung von $i_d(t_{A0q})$ und $i_d(t_{B0(q+p)})$ dafür lediglich die Integrationsgleichungen umgestellt werden müssen.

6 Kommutierungswinkel

6.1 Vorgehensweise

Aufbauend auf Kap. 5 zeigt Kap. 6 wie die Kommutierungswinkel unter Berücksichtigung der durch das Schalten der Ventile bedingten Welligkeit des Gleichstromes berechnet werden können. Dies erfolgt schrittweise für die in *Tabelle 5.1* (Kap. 5.1) angegebenen Konfigurationen und Bedingungen. Die Notwendigkeit dieser Betrachtung wurde in den Kap. 1.5, 2.1.3, 2.4 sowie 4.3.5 begründet.

Grundlage der nachfolgenden Betrachtungen sind der Lösungsansatz nach Kap. 5.2 sowie die im Kap. 5 bestimmten diskreten Stromwerte $i_d(t_{0q})$ am Beginn der Kommutierung.

Im Unterschied zu dem in Kap. 5 beschriebenen Vorgehen werden nun die aus der Integration der Gl. (5.1)-(5.5) resultierenden Gleichungen mit Hilfe von $i_d(t_{A0q})$ und $i_d(t_{B0(q+p)})$ so umgeformt, dass bei der Eliminierung der diskreten Stromwerte $i_d(t_{A1q})$ bzw. $i_d(t_{B1(q+p)})$ am Ende der Kommutierung die das Kommutierungsende beschreibenden Integrationsgrenzen t_{A1q} bzw. $t_{B1(q+p)}$ in den Spannungstermen erhalten bleiben. Daraus folgen Gleichungen, die nach den Kommutierungswinkeln μ_{Aq} und μ_{Bq} auflösbar sind.

Für die Indizierung der Kommutierungswinkel ist die Nummer q des aufkommütierenden Ventils maßgebend.

6.2 Konstante Gegenspannung

Zunächst wird, analog zu Kap. 5.3, eine Lösung für einen Gleichrichter (Stromrichter A) mit konstanter Gegenspannung entwickelt. Die Seite B wird durch eine konstante Gegenspannung E ersetzt. Es gelten die zugehörigen Bedingungen für Schritt 1 aus *Tabelle 5.1*.

Die Integration von Gl. (5.2) zwischen t_{A0q} und t_{A1q} liefert bezüglich der Seite A:

$$\int_{t_{A0q}}^{t_{A1q}} u_{AKq}(t) dt = L_{AK} \cdot [i_d(t_{A0q}) + i_d(t_{A1q})] \quad (6.1)$$

Wegen symmetrischer Netzspannung und äquidistanter Zündung gilt $i_d(t_{A1q}) = i_d(t_{A1})$. Aus Gl. (6.1) folgt mit Hilfe der in den Gl. (3.8), (5.9) und (5.10) dargestellten Beziehungen:

$$\mu_A = \arccos \left[e - \frac{i_d(t_{A1})}{I_d} \cdot \frac{x_{AK}}{\sqrt{6}} \right] - \alpha_A \quad (6.2)$$

Die Berechnung von μ_A ähnelt der Berechnung von α_A in Gl. (5.10). Im Unterschied zu dieser zeigt Gl. (6.2), dass der Einfluss der Welligkeit des Zwischenkreisstromes auf den Kommutierungswinkel durch das Verhältnis des diskreten Wertes $i_d(t_{A1})$ am Ende der Kommutierung zum Gleichstromwert I_d gegeben ist. In der konventionellen Theorie [7,8,13] wird dieses Verhältnis gleich 1 gesetzt.

Da der Zeitpunkt t_{A1} bei Beendigung der Kommutierung nicht bekannt ist, kann auch $i_d(t_{A1})$ nicht ohne Weiteres bestimmt werden. Es wird deshalb der nachfolgend dargestellte Weg beschritten, um μ_A zu ermitteln.

Zunächst wird Gl. (6.1) nach $i_d(t_{A1q})$ umgestellt und in Gl. (5.6) (Kap. 5.3) eingesetzt. Mit $i_d(t_{A0q})$ aus Gl. (5.8), Integration sowie weiteren Umstellungen unter Berücksichtigung der Gl. (3.1), (3.7), (3.8), (3.11) sowie (5.10) ergibt sich schließlich Gl. (6.3).

$$\begin{aligned}
0 = & x_0 \cdot \cos \alpha_A - K_2 \cdot \sin \alpha_A - \frac{E}{U_{Ad0(12p)}} \cdot 2x_0 - \mu_A \cdot \frac{6}{\pi} \cdot \frac{E}{U_{Ad0(12p)}} \\
& + \cos \mu_A \cdot [K_2 \cdot \sin \alpha_A + x_0 \cdot \cos \alpha_A] + \sin \mu_A \cdot [K_2 \cdot \cos \alpha_A - x_0 \cdot \sin \alpha_A]
\end{aligned} \quad (6.3)$$

mit: x_0 entsprechend Anl. 7, K_2 entsprechend Gl. (5.12)

Da $\mu_A \leq 30^\circ$ vorausgesetzt wird (Kap. 3.2, Absatz (18)), sind aus der Näherung Gl. (6.4) keine größeren Fehler zu erwarten.

$$\mu_A \cdot \frac{6}{\pi} \cdot \frac{E}{U_{Adi0}} = \mu_A \cdot \frac{6}{\pi} \cdot e \approx \sin \mu_A \cdot \frac{6}{\pi} \cdot e \quad (6.4)$$

mit: e entsprechend Gl. (5.10)

Mit Hilfe des allgemeinen Zusammenhangs aus Gl. (6.5) und einigen Umformungen kann nach μ_A umgestellt werden.

$$a \cdot \cos x + b \cdot \sin x = \frac{a}{|a|} \cdot \sqrt{a^2 + b^2} \cdot \cos \left(x - \arctan \left(\frac{b}{a} \right) \right) \quad (6.5)$$

Man erhält somit Gl. (6.6) für die Ermittlung der Kommutierungswinkel aller Ventile des Stromrichters A.

$$\begin{aligned}
\mu_A \cong & \arccos \left\{ \frac{-\sqrt{K_2^2 + x_0^2} \cdot \cos \left(\alpha_A + \arctan \left(\frac{K_2}{x_0} \right) \right) + 2 \cdot x_0 \cdot e}{\sqrt{x_0^2 + K_2^2 + \left(\frac{6}{\pi} \cdot e \right)^2 - \frac{12 \cdot \sqrt{K_2^2 + x_0^2}}{\pi} \cdot e \cdot \cos \left(\alpha_A + \arctan \left(\frac{x_0}{K_2} \right) \right)}} \right\} \\
& - \arctan \left\{ \frac{\frac{6}{\pi} \cdot e}{\sqrt{K_2^2 + x_0^2} \cdot \cos \left(\alpha_A - \arctan \left(\frac{K_2}{x_0} \right) \right)} + \tan \left(\alpha_A - \arctan \left(\frac{K_2}{x_0} \right) \right) \right\}
\end{aligned} \quad (6.6)$$

Der mit $\cos \mu_A$ verknüpfte Term in Gl. (6.3) ist für den Gleichrichterbetrieb, das heißt $\alpha_A \leq 90^\circ$, stets positiv. Das Vorzeichen dieses Terms ist für das Vorzeichen der Wurzel im Nenner des ersten Gliedes in Gl. (6.6) maßgebend.

Bei sehr guter Glättung ist x_0 sehr groß. In diesem Fall kann Gl. (6.6) vereinfacht werden:

$$\mu_A = \arccos [2e - \cos \alpha_A] - \alpha_A \quad (6.7)$$

Unter Anwendung der Beziehungen aus Kap. 3.3 – insbesondere der Bedingungen aus Gl. (3.4) – lässt sich unter Berücksichtigung der in Kap. 3.2 aufgeführten Voraussetzungen und Annahmen zeigen, dass das Reaktanzverhältnis x_0 (Anl. 7) auf jeden Fall größer ist als 4,5.

Die Differenz $\Delta \mu_A$ zwischen den Ergebnissen aus Gl. (6.7) und Gl. (6.6) sind im *Bild 6.1* für einen Schwachlastfall mit $e=0,92$ und einen Starklastfall mit $e=0,86$ dargestellt. Dabei werden der Grenzfall

$x_0=4,5$ (schwache Glättung) und der doppelte Wert $x_0=9$ betrachtet. Die dazugehörigen Kommutierungswinkel μ_A des als Gleichrichter betriebenen Stromrichters A liegen für die angegebenen Werte e und α_A im Intervall $2^\circ \leq \mu_A \leq 30^\circ$. Es gilt, je kleiner e und α_A sind, desto größer ist μ_A .

Aus *Bild 6.1* wird deutlich, dass der durch die Annahme idealer Glättung bedingte Fehler (Differenz $|\Delta\mu_A|$ zwischen den Ergebnissen aus Gl. (6.7) und Gl. (6.6)) unter normalen Bedingungen relativ klein ist. Er vergrößert sich tendenziell, je kleiner x_0 und je größer der Kommutierungswinkel wird.

Bei der Berechnung der Kommutierungswinkel mit den Gl. (6.6) bzw. (6.7) muss - wie auch bei der Anwendung der konventionellen Methode (Gl. (2.1)) - beachtet werden, dass die inversen trigonometrischen Funktionen keine eindeutigen mathematischen Abbildungen sind. Die hier angegebenen Lösungsgleichungen wurden entsprechend den in Anl. 8 dargelegten Gesichtspunkten ausgewählt.

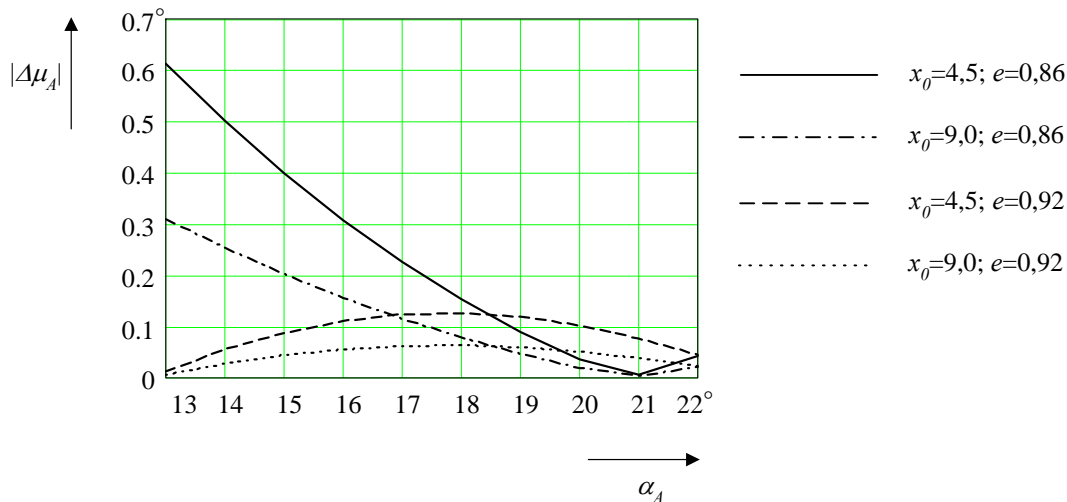


Bild 6.1 Betrag der Differenz zwischen den mit Gl. (6.7) (ideale Glättung) und Gl. (6.6) (Berücksichtigung der Welligkeit) berechneten μ_A für je 2 Werte von x_0 (Anl. 7) und e (Gl. (5.10))

6.3 Reale Gegenspannung des HGÜ-Stromrichters

6.3.1 Vorbemerkungen

Im nun folgenden 2. Schritt nach *Tabelle 5.1* (Kap. 5.1) wird die Basislösung zur Bestimmung der Kommutierungswinkel μ_q betrachtet. Diese gilt für die dort angegebene Konfiguration und die zugehörigen Bedingungen. Bezüglich des Begriffes „reale Gegenspannung“ und der innerhalb $T/12$ zu betrachtenden 4 Stromführungsabschnitte wird auf die Erläuterungen in Kap. 5.4.1 verwiesen.

6.3.2 Lösung

Mit der in den Kap. 6.1 und 6.2 beschriebenen Vorgehensweise und unter Hinzunahme der für die Seite B geltenden Größen ergibt sich für den Fall 1 im *Bild 3.3* nun Gl. (6.8) als Pendant zu Gl. (6.3).

$$\begin{aligned}
 0 = & \sin \alpha_A \cdot x_1 \cdot \left[-K_2 - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta \right] - \cos \alpha_A \cdot \left[x_2 - K_1 \cdot x_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta \right] \\
 & - \sin \alpha_B \cdot x_3 \cdot \left[K_1 \cdot \cos \beta + K_2 \cdot u_{(1)} \right] - \cos \alpha_B \cdot \left[K_1 \cdot x_3 \cdot \sin \beta - x_4 \cdot u_{(1)} \right] \\
 & + \sin \mu_A \cdot \left[\left(-x_5 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta \right) \cdot \sin \alpha_A + \left(K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta \right) \cdot \cos \alpha_A \right] \\
 & + \cos \mu_A \cdot \left[\left(K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta \right) \cdot \sin \alpha_A + \left(x_5 - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta \right) \cdot \cos \alpha_A \right]
 \end{aligned} \tag{6.8}$$

mit: K_1, K_2 entsprechend Gl. (5.12) sowie den Reaktanzverhältnissen aus Anl. 7

Mit Hilfe des Zusammenhangs aus Gl. (6.5) und einigen Umformungen kann Gl. (6.8) nach dem Kommutierungswinkel μ_A aller Ventile des Stromrichters A (Gleichrichter) umgestellt werden. Man erhält schließlich Gl. (6.9). Ein Zwischenschritt ist in [78] angegeben.

$$\mu_A = \arccos \left\{ \frac{x_2 \cdot \sqrt{K_{A3}} \cdot \cos \left(\alpha_A + \arctan \left(\frac{K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta}{K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta - \frac{x_2}{x_1}} \right) \right) - x_4 \cdot \sqrt{K_{A4}} \cdot \cos \left(\alpha_B + \arctan \left(\frac{K_1 \cdot \cos \beta + K_2 \cdot u_{(1)}}{\frac{x_4}{x_3} \cdot u_{(1)} - K_1 \cdot \sin \beta} \right) \right)}{x_5 \cdot V_A \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{K_2}{x_5} \right)^2 + \left(\frac{K_1 \cdot u_{(1)}}{x_5} \right)^2 + \frac{2 \cdot K_1 \cdot u_{(1)}}{x_5} \cdot \sqrt{\left(\frac{K_2}{x_5} \right)^2 + 1} \cdot \cos \left(\beta + \arctan \left(\frac{x_5}{K_2} \right) \right)}} \right\} + \arctan \left\{ \frac{K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta}{x_5 - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta} \right\} - \alpha_A \quad (6.9)$$

mit: $x_1 \dots x_5$ aus Anl. 7

$$V_A = \frac{(x_5 - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta) \cdot \cos \alpha_A + (K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta) \cdot \sin \alpha_A}{|(x_5 - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta) \cdot \cos \alpha_A + (K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta) \cdot \sin \alpha_A|}$$

$$K_{A3} = 1 + \left(K_2 \cdot \frac{x_1}{x_2} \right)^2 + \left(K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \frac{x_1}{x_2} \right)^2 - 2 \cdot K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \frac{x_1}{x_2} \cdot \sqrt{\left(K_2 \cdot \frac{x_1}{x_2} \right)^2 + 1} \cdot \cos \left(\beta + \arctan \left(\frac{1}{K_2} \cdot \frac{x_2}{x_1} \right) \right)$$

$$K_{A4} = u_{(1)}^2 + \left(K_1 \cdot \frac{x_3}{x_4} \right)^2 + \left(K_2 \cdot u_{(1)} \cdot \frac{x_3}{x_4} \right)^2 + 2 \cdot K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \frac{x_3}{x_4} \cdot \sqrt{\left(K_2 \cdot \frac{x_3}{x_4} \right)^2 + 1} \cdot \cos \left(\beta + \arctan \left(\frac{1}{K_2} \cdot \frac{x_4}{x_3} \right) \right)$$

Sind die Bedingungen nach Gl. (3.4) erfüllt, ist für die im normalen Übertragungsbetrieb gefahrenen Zündwinkel ($\alpha_A < \text{ca. } 35^\circ$) die Vorzeichenvariable V_A stets gleich 1.

Infolge der Verdoppelung der Schaltzeitpunkte gegenüber dem in Kap. 6.2 betrachteten Fall und der nicht mehr konstanten Gegenspannung hat sich die Anzahl der Terme in Gl. (6.9) im Vergleich zu Gl. (6.6) erhöht. Gl. (6.9) enthält im Gegensatz zu Gl. (6.6) keine Näherungen.

Bei der Herleitung von Gl. (6.9) wurden mögliche parallele Lösungen betrachtet (Anl. 8).

Die Berechnungsvorschrift für den Kommutierungswinkel μ_B aller Ventile des Stromrichters B (Wechselrichter) ergibt sich aus Gl. (6.9) durch Substitution einiger Größen bzw. Terme entsprechend *Tabelle 6.1*.

Tabelle 6.1 Schema für den Ersatz der Größen in Gl. (6.9) zur Bestimmung von μ_B

μ_A	V_A	x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	K_{A3}	K_{A4}	$\arctan\left\{\frac{K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta}{x_5 - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta}\right\} - \alpha_A$
μ_B	V_B	$-x_6$	x_4	x_1	x_7	x_8	K_{B3}	K_{B4}	$\arctan\left\{\frac{K_2 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \cos \beta}{x_8 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \sin \beta}\right\} - \alpha_B$

K_{B3} und K_{B4} folgen aus K_{A3} und K_{A4} durch Ersatz der Größen nach dem gleichen Schema. Die Reaktanzverhältnisse $x_1 \dots x_8$ sind in Anl. 7 beschrieben. V_B folgt aus:

$$V_B = \frac{(x_8 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \sin \beta) \cdot \cos \alpha_B + (K_2 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \cos \beta) \cdot \sin \alpha_B}{\left| (x_8 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \sin \beta) \cdot \cos \alpha_B + (K_2 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \cos \beta) \cdot \sin \alpha_B \right|}$$

Sind die Bedingungen in Gl. (3.4) erfüllt, gilt im normalen Übertragungsbetrieb stets $V_B = -1$. Der Ausdruck unter der Wurzel im Nenner der Arccos-Funktion weicht geringfügig von diesem Schema ab. Für die Berechnung von μ_B ist stattdessen einzusetzen:

$$u_{(1)}^2 + \left(\frac{K_1}{x_8}\right)^2 + \left(\frac{K_2 \cdot u_{(1)}}{x_8}\right)^2 + \frac{2 \cdot K_1 \cdot u_{(1)}}{x_8} \cdot \sqrt{\left(\frac{K_2}{x_8}\right)^2 + 1} \cdot \cos\left(\beta - \arctan\left(\frac{x_8}{K_2}\right)\right)$$

Die Quotienten sowie Grenzwerte

$$\frac{x_1}{x_2} = -\frac{x_6}{x_4} = \frac{-1}{\frac{X_\Sigma}{X_{AK}} - \frac{1}{2}} \qquad \frac{x_3}{x_4} = \frac{x_1}{x_7} = \frac{1}{\frac{X_\Sigma}{X_{BK}} - \frac{1}{2}}$$

$$\lim_{X_\Sigma / X_{AK} \rightarrow \infty} \left(\frac{x_1}{x_2}\right) = \lim_{X_\Sigma / X_{BK} \rightarrow \infty} \left(\frac{x_3}{x_4}\right) = 0$$

(6.10)

erleichtern neben den in Anl. 7 beschriebenen Betragsunterschieden zwischen den Reaktanzverhältnissen x_1 bis x_8 die Abschätzung der Größenverhältnisse zwischen den Termen in Gl. (6.9) bzw. in der entsprechenden Gleichung für μ_B . Obwohl erhebliche Größenunterschiede zwischen den einzelnen Summanden in Zähler, Nenner und innerhalb der Argumente der Funktionen auftreten, ist die Vernachlässigung einzelner Terme in beiden Gleichungen in den meisten Fällen nicht ratsam. Grund dafür ist die starke Nichtlinearität der Funktion $\arccos(\psi)$ im Bereich $\psi=0,8 \dots 1$. Dies könnte zu Fehlern im Ergebnis führen, deren Größe den erhöhten Aufwand zur Bestimmung von μ_A bzw. μ_B im Vergleich zur konventionellen Methode nicht rechtfertigen würde.

Nach dem hier beschriebenen Prinzip lassen sich auch die Gleichungen für die Fälle 2-6 (*Bild 3.3*) entwickeln. Diese sind in Anlage 15 aufgeführt.

6.3.3 Ideale Glättung

Bei idealer Glättung, das heißt bei $X_{\Sigma}/X_{AK} \rightarrow \infty$ bzw. $X_{\Sigma}/X_{BK} \rightarrow \infty$, verschwindet in Gl. (6.9) der zweite Summand (Arctan-Funktion). Aus der Wurzel im Nenner des Argumentes der Arccos-Funktion wird der Faktor „1“ (μ_A) bzw. „ $u_{(1)}$ “ im Falle der Berechnung von μ_B . Wegen der Grenzwerte aus Gl. (6.10) vereinfachen sich auch die Terme im Zähler wesentlich. Mit

$$\lim_{X_{\Sigma}/X_{AK} \rightarrow \infty} \left(\frac{x_2}{x_5} \right) = \frac{X_{BK} - X_{AK}}{X_{AK} + X_{BK}} \quad \lim_{X_{\Sigma}/X_{AK} \rightarrow \infty} \left(\frac{x_4}{x_5} \right) = \frac{2X_{AK}}{X_{AK} + X_{BK}} \quad (6.11)$$

sowie

$$\lim_{X_{\Sigma}/X_{BK} \rightarrow \infty} \left(\frac{x_4}{x_8} \right) = \frac{2X_{BK}}{X_{AK} + X_{BK}} \quad \lim_{X_{\Sigma}/X_{BK} \rightarrow \infty} \left(\frac{x_7}{x_8} \right) = \frac{X_{AK} - X_{BK}}{X_{AK} + X_{BK}} \quad (6.12)$$

folgen schließlich die Gl. (6.13) sowie (6.14) zur Berechnung von μ_A und μ_B bei ideal geglättetem Zwischenkreisstrom.

$$\mu_A = \arccos \left\{ \frac{X_{BK} - X_{AK}}{X_{AK} + X_{BK}} \cdot \cos \alpha_A - 2 \cdot \frac{X_{AK}}{X_{AK} + X_{BK}} \cdot u_{(1)} \cdot \cos \alpha_B \right\} - \alpha_A \quad (6.13)$$

$$\mu_B = \arccos \left\{ \frac{X_{AK} - X_{BK}}{X_{AK} + X_{BK}} \cdot \cos \alpha_B - 2 \cdot \frac{X_{BK}}{X_{AK} + X_{BK}} \cdot \frac{1}{u_{(1)}} \cdot \cos \alpha_A \right\} - \alpha_B \quad (6.14)$$

Mit Hilfe von Gl. (5.17) lässt sich aus Gl. (6.13) sowie aus Gl. (6.14) die zur Bestimmung der Kommutierungswinkel in der konventionellen Stromrichtertheorie [8,13,14] verwendete Gl. (2.1) (mit $I_d = I_{dn}$ und $U_V = U_{Vn}$) herleiten.

Diese für den Fall 1 dargestellte Betrachtung lässt sich verallgemeinern:

Je größer X_{Σ} im Vergleich zu X_{AK} und X_{BK} wird, desto mehr nähern sich alle Ergebnisse den für ideale Glättung geltenden Gl. (6.13) bzw. (6.14) und damit den aus der konventionellen Theorie bekannten Gleichungen an.

6.3.4 Analyse der funktionalen Zusammenhänge

Nachfolgend werden die wichtigsten Zusammenhänge genannt, welche sich aus der Analyse von Gl. (6.9) und von den entsprechenden Gleichungen für μ_B sowie für die Fälle 2-6 ergeben:

- (1) Je größer die Quotienten X_{Σ}/X_{AK} und X_{Σ}/X_{BK} sind, desto geringer sind die Abweichungen zu den Ergebnissen der konventionellen Berechnungsmethode (Gl. (2.1)).
- (2) Sind die Quotienten X_{Σ}/X_{AK} und X_{Σ}/X_{BK} klein, werden die Einflüsse der durch β (Gl. (5.12)) erfassten gegenseitigen Lage der Mitsysteme beider Netzspannungen zueinander und des Verhältnisses $u_{(1)}$ der Amplituden der Mitsystemspannungen sichtbar. Das heißt, desto größer *kann* der mit der Anwendung von Gl. (2.1) verbundene Fehler sein.
- (3) Es lässt sich zeigen, dass bei gleichen oder ähnlich großen Kommutierungsreaktanzen ($X_{AK} = X_{BK}$ bzw. $X_{AK} \approx X_{BK}$) der absolute Fehler durch die Annahme idealer Glättung (Gl. (2.1)) - unabhängig von der Größe der Gesamtreaktanz X_{Σ} - klein ist. Dies setzt jedoch $\cos(\alpha_A) \approx |\cos(\alpha_B)|$ sowie $u_{(1)} \approx 1$ voraus.

- (4) Durch Linearisierungen im Bereich kleiner Abweichungen $\Delta\alpha_0$ um den Arbeitspunkt α_0 können die Gleichungen zur Berechnung von μ_A und μ_B vereinfacht werden. Durch eine Taylor-Reihenentwicklung kann gezeigt werden, dass bei kleinen Änderungen $\Delta\alpha_0$ des Zündwinkels der kommutierenden Ventilbrücke ein nahezu linearer Zusammenhang zu den daraus resultierenden Änderungen $\Delta\mu_0$ der Kommutierungswinkel besteht.

6.3.5 Berechnungsbeispiel

Analog zur Betrachtung von $i_d(t_{A0})$ und $i_d(t_{B0})$ in Kap. 5.4.5 wird im Folgenden der durch die Annahme eines ideal geglätteten Gleichstromes (konventionelle Berechnung nach Gl. (2.1)) bedingte absolute Fehler $\Delta\mu$ bei der Berechnung der Kommutierungswinkel μ_A und μ_B veranschaulicht. $\Delta\mu$ wird als Funktion des Phasenwinkels $\Delta\varphi_{(1)}$ zwischen $\underline{U}_{A(1)}$ und $\underline{U}_{B(1)}$ dargestellt. Weil die mit Gl. (2.1) berechneten Kommutierungswinkel von $\Delta\varphi_{(1)}$ nicht beeinflusst werden, wird zugleich die durch die Welligkeit des Zwischenkreisstromes bedingte Änderung der Kommutierungswinkel μ_A und μ_B über $\Delta\varphi_{(1)}$ aufgezeigt.

Um eine Aussage zu Korrelationen zwischen den diskreten Werten $i_d(t_{A0})$ sowie $i_d(t_{B0})$ und den Kommutierungswinkeln μ_A und μ_B zu gewinnen, wird das gleiche Beispiel mit den gleichen Arbeitspunkten wie in Kap. 5.4.5 verwendet.

Aus Gl. (6.9) und aus den entsprechenden Gleichungen für μ_B und für die anderen Überlappungsfälle bzw. aus der Analyse in Kap. 6.3.4 wird erwartet, dass die Impedanzverhältnisse einen deutlichen Einfluss auf das Ergebnis haben. Deshalb wird die Betrachtung für verschiedene Impedanzkonstellationen aus *Tabelle A4.3* (Anl. 4) geführt.

Die im *Bild 6.2* und im *Bild 6.3* gezeigten Kurven $\Delta\mu_A=f(\Delta\varphi_{(1)})$ bzw. $\Delta\mu_B=f(\Delta\varphi_{(1)})$ sind entsprechend *Tabelle 5.2* (Kap. 5.4.5) den verschiedenen Konfigurationen des in Anl. 4 beschriebenen Beispiels zugeordnet. Im Interesse der Übersichtlichkeit wird nun jedoch auf die Kurve 1 verzichtet. Deren Verlauf unterscheidet sich in beiden Abbildungen nicht wesentlich von Kurve 2.

Neben den analytischen Ergebnissen (Kurven bestehend aus kleinen Symbolen) sind im *Bild 6.2* und im *Bild 6.3* für ausgewählte Argumente $\Delta\varphi_{(1)}$ die aus Simulationen im Zeitbereich stammenden Werte (große Symbole) angegeben. Die Markierung der Kurven entspricht *Bild 5.2*.

Hinsichtlich des Wechsels der Überlappungsformen der Kommutierungsintervalle (*Bild 3.3*) über dem Variationsbereich von $\Delta\varphi_{(1)}$ und dessen Auswirkung auf die dargestellten Funktionen gelten die gleichen Aussagen wie in Kap. 5.4.5. Die Übergangsstellen sind zum größten Teil anhand der Änderung des stetigen Verlaufes der Kurven erkennbar. Die verschiedenen analytischen Gleichungen zur Berechnung von μ_A und μ_B für die Fälle 1-6 nach *Bild 3.3* liefern für „benachbarte“ Fälle *an den Übergangsstellen stets gleiche Kommutierungswinkel*. Dies kann auch als Plausibilitätstest für die Richtigkeit der entwickelten Gleichungen angesehen werden.

Der Verlauf der Funktionen $\Delta\mu_A=f(\Delta\varphi_{(1)})$ und $\Delta\mu_B=f(\Delta\varphi_{(1)})$ wiederholt sich nach $\pi/6$, die entsprechenden Funktionswerte für $\Delta\varphi_{(1)}=0^\circ$ und $\Delta\varphi_{(1)}=30^\circ$ sind gleich groß.

Die im *Bild 6.2* und im *Bild 6.3* auftretenden Abweichungen zwischen den Simulations- und den analytischen Ergebnissen sind nicht größer als $0,04^\circ$. Sie sind bedingt durch kleine, mit der Simulation verbundene Fehler, durch die bei der Abspeicherung der Daten verwendete Abtastschrittweite von maximal $0,045^\circ$ und durch die bei der analytischen Berechnung unberücksichtigte Ventilbeschaltung. Die aus den Simulationsergebnissen gebildeten Punktfolgen zeigen überwiegend den gleichen Verlauf wie die zugehörigen analytisch ermittelten Kurvenverläufe.

Der Vergleich von Kurve 2 mit den Kurven 3-5 bestätigt Absatz (3) aus Kap. 6.3.4.

Das Berechnungsbeispiel demonstriert, dass die Differenzen $\Delta\mu$ meistens relativ klein sind. Kurve Nr. 4 im *Bild 6.3* zeigt jedoch, dass in bestimmten Fällen deutlich größere Differenzen $\Delta\mu$ können. Dieser Fall ist gekennzeichnet durch sehr kleine Werte sowohl für das Verhältnis X_Y/X_{BK} als auch für das Verhältnis X_{AK}/X_{BK} , gleichbedeutend mit relativ geringer Glättung und sehr unterschiedlichen Kommutierungsreaktanzen auf beiden Seiten.

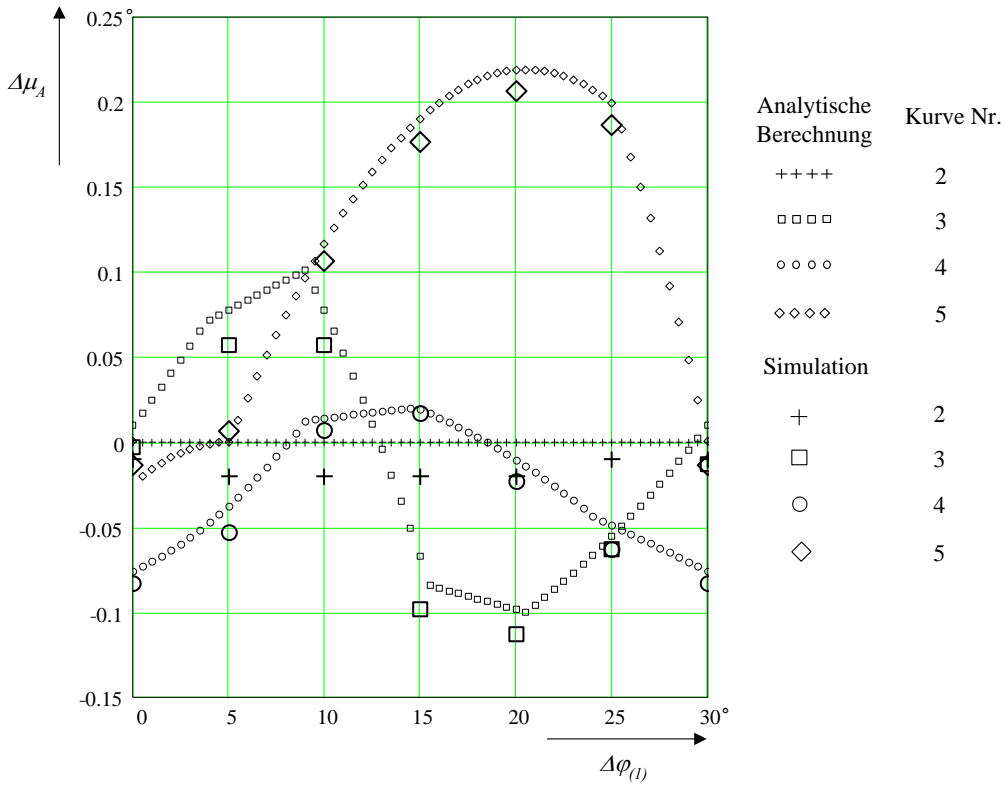


Bild 6.2 Differenz $\Delta\mu_A$ zwischen den Ergebnissen aus Gl. (6.9) und der konventionellen Methode (Gl. (2.1)) in Abhängigkeit von $\Delta\varphi_{(l)}$ (Nummerierung der Kurven nach Tabelle 5.2)

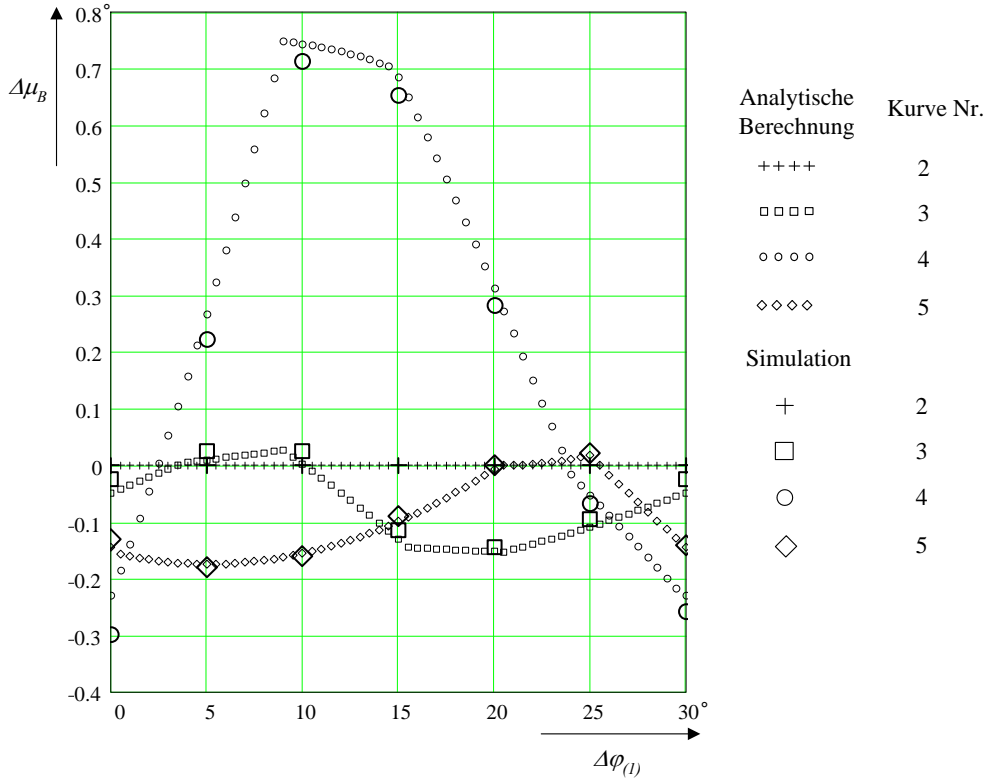


Bild 6.3 Differenz $\Delta\mu_B$ zwischen den Ergebnissen aus Gl. (6.9) (angewendet auf μ_B) und der konventionellen Methode (Gl. (2.1)) in Abhängigkeit von $\Delta\varphi_{(l)}$ (Nummerierung der Kurven nach Tabelle 5.2)

Die Betrachtung dieses Beispiels ermöglicht folgende Aussagen:

- Die Berechnungsmethode nach Kap. 6.3.2 wird verifiziert.
- Die aus der Analyse der funktionalen Zusammenhänge (Kap. 6.3.4) abgeleiteten Aussagen (1)-(3) werden bestätigt.
- Es gibt keinen allgemein gültigen Verlauf für die Funktionen $\mu=f(\Delta\varphi_{(I)})$, sondern die Funktionsverläufe sind abhängig von den Parameterkonstellationen, insbesondere den Reaktanzverhältnissen.
- Der Vergleich der Funktionen im *Bild 5.2* (Kap. 5.4.5) und im *Bild 6.2* offenbart, dass generelle Aussagen zu Korrelationen zwischen den Abweichungen der diskreten Stromwerte $i_d(t_0)$ von I_d und den Abweichungen $\Delta\mu$ bei der Ermittlung der Kommutierungswinkel nicht möglich sind.

Die Suche nach den *Extremwerten der Kommutierungswinkel* in Abhängigkeit eines ausgewählten Parameters muss unter Berücksichtigung der verschiedenen Überlappungsfälle nach *Bild 3.3* erfolgen. Die stete Veränderung eines Parameters verursacht - wie hier für $\Delta\varphi_{(I)}$ demonstriert - in unregelmäßigen Abständen eine Änderung der Art der Überlappung von Kommutierungs- und Leitintervallen. Die Übergänge sind anhand der Unstetigkeitsstellen in den Kurven zu erkennen. Jeder dadurch gebildete Kurvenabschnitt wird mit Gl. (6.9) bzw. einer dazu analogen Gleichung berechnet. Die lokalen Extrema sind somit mit den bekannten Verfahren für jeden Abschnitt separat zu suchen. Die Betrachtung der hier dargestellten Kurven macht jedoch deutlich, dass es für die meisten praktischen Probleme ausreichend sein dürfte, die Kommutierungswinkel an den Kurvenabschnittsgrenzen (Übergangsstellen) zu bestimmen.

6.4 Berücksichtigung von Widerständen

6.4.1 Vorbemerkungen

Die in Kap. 6.3 angegebene Gleichung zur Berechnung der Kommutierungswinkel μ_A bzw. μ_B gilt unter der Bedingung $R_\Sigma=0$. Sie konnte ohne Näherungen abgeleitet werden. Im Folgenden werden – aufbauend auf Kap. 5.5 - zwei Varianten einer Näherungslösung zur Berücksichtigung des ohmschen Anteils R_Σ der Gesamtimpedanz des Systems vorgeschlagen.

Diese sind gültig für die in Kap. 5.5.1 genannten Systeme unter den dort angegebenen Voraussetzungen und Bedingungen.

6.4.2 Lösung

Die hier grob skizzierte Berechnungsmethode beinhaltet eine Modifikation von Gl. (6.9). Sie gilt für Fall 1 aus *Bild 3.3*. Die Gleichungen zur Bestimmung von μ_A und μ_B bei anderen Überlappungsformen können analog dazu gebildet werden.

Die Gleichung zur Berechnung von μ_A (modifizierte Gl. (6.9)) erhält man nach den folgenden Schritten:

- Ergänzung der bei der Ableitung von Gl. (5.13) und (5.14) notwendigen Gleichungen sowie von Gl. (6.1) um die Spannungsabfälle über der Kommutierungsresistenz R_{AK} und über der Gesamtresistenz R_Σ ,
- Weitere Schritte entsprechend Kap. 6.3.2,
- Berücksichtigung der Näherungen nach Gl. (6.15), welche nur auf jene Terme angewendet werden, die R_{AK} , R_{BK} oder R_Σ enthalten (und infolgedessen relativ klein sind),
- Anwendung der auf $R_{AK}\ll R_\Sigma$ bzw. $R_{BK}\ll R_\Sigma$ und Gl. (5.18) basierenden Näherungsgleichung (6.16) (nur in der nachfolgend beschriebenen Variante 1).

$$\begin{aligned}
 \omega \cdot \int_{t_{A0q}}^{t_{A1q}} i_d(t) dt &\approx I_d \cdot \mu_A & \omega \cdot \int_{t_{A0q}}^{t_{A1q}} i_{Aab}(t) dt &\approx \frac{I_d}{2} \cdot \mu_A & \omega \cdot \int_{t_{B0(q+p)}}^{t_{B1(q+p)}} i_{Bab}(t) dt &\approx \frac{I_d}{2} \cdot \mu_B \\
 \int_{t_{B0(q+p)}}^{t_{A0(q+1)}} i_d(t) dt &\approx I_d \cdot (t_{A0(q+1)} - t_{B0(q+p)}) & \text{sowie} & & \int_{t_{A0q}}^{t_{B0(q+p)}} i_d(t) dt &\approx I_d \cdot (t_{B0(q+p)} - t_{A0q})
 \end{aligned}
 \tag{6.15}$$

$$\begin{aligned}
 &R_{BK} \cdot \frac{I_d}{2} \cdot \mu_B + \frac{2L_\Sigma - L_{BK}}{L_\Sigma} \cdot R_{AK} \cdot \frac{I_d}{2} \cdot \mu_A - R_\Sigma \cdot I_d \cdot \omega \cdot (t_{A0(q+1)} - t_{B0(q+p)}) \\
 &+ \frac{L_{AK} + L_{BK} - \frac{L_{AK} \cdot L_{BK}}{L_\Sigma}}{2L_\Sigma - L_{AK}} \cdot \left(\frac{R_{AK}}{2} - R_\Sigma \right) \cdot I_d \cdot \mu_A - \frac{L_\Sigma - L_{BK}}{L_\Sigma} \cdot R_\Sigma \cdot I_d \cdot \omega \cdot (t_{B0(q+p)} - t_{A0q}) \\
 &\approx (-R_\Sigma) \cdot I_d \cdot \frac{\pi}{6}
 \end{aligned}
 \tag{6.16}$$

Aus diesem Vorgehen erhält man wieder Gl. (6.9), welche jedoch nun um einen Term ergänzt ist. In analoger Weise wird μ_B unter Ersatz der in Kap. 6.3.2 aufgeführten Größen bestimmt. Für den genannten Term gibt es 2 Varianten. Sie sind in *Tabelle 6.2* für μ_A und μ_B angegeben. Er wird als zusätzlicher Summand in den Zähler der Arccos-Funktion eingefügt.

Tabelle 6.2 Summanden zur Ergänzung von Gl. (6.9) (x_3, x_4, x_6 aus Anl. 7)

	Variante 1	Variante 2
μ_A	$\left(x_4 + \frac{x_3}{2} \right) \cdot R_\Sigma \cdot \frac{I_d}{\sqrt{3} \cdot \hat{U}_{A(1)}} \cdot \frac{\pi}{6}$	Erweiterung des Summanden aus Variante 1 durch Verzicht auf die Näherung Gl. (6.16)
μ_B	$-\left(x_4 + \frac{x_6}{2} \right) \cdot R_\Sigma \cdot \frac{I_d}{\sqrt{3} \cdot \hat{U}_{A(1)}} \cdot \frac{\pi}{6}$	analog

Variante 1: Die erzielbare Genauigkeit dieser mit weniger Rechenaufwand verbundenen Variante dürfte für die meisten Anwendungen genügen.

I_d ist normalerweise als Messwert verfügbar. Untersuchungen haben gezeigt, dass typische Messtoleranzen von 1,0% bis 1,5% keine merkliche Verschlechterung der Genauigkeit bei der Berechnung von μ_A und μ_B bewirken. Wegen der in der Praxis erreichbaren guten Regelgenauigkeiten kann im stationären Zustand für I_d gegebenenfalls auch der Sollwert I_{d-SOLL} eingesetzt werden.

Variante 2: Der Verzicht auf die Näherung in Gl. (6.16) vergrößert den zusätzlichen Summanden im Zähler der Arccos-Funktion. Inwieweit damit eine substantielle Verbesserung der Genauigkeit des Ergebnisses erwartet werden kann, hängt von den Ungenauigkeiten ab, welche durch die Näherungen in Gl. (6.15) bedingt sind. Die hierbei zur Berechnung notwendigen Kommutierungswinkel μ_A und μ_B können mit Gl. (2.1) abgeschätzt werden.

6.5 Unsymmetrische Netzspannungen

6.5.1 Vorbemerkungen

Im Folgenden werden die durch Spannungsunsymmetrien in einem oder beiden Netzen hervorgerufenen *Differenzen* $\Delta\mu_{Aq}$ und $\Delta\mu_{B(q+p)}$ der *individuellen Ventilkommutierungswinkel* μ_{Aq} und $\mu_{B(q+p)}$ von den in Kap. 6.3 für symmetrische Netzspannungen ermittelten und für alle Ventile eines Stromrichters geltenden Werten μ_A und μ_B beschrieben. μ_{Aq} und $\mu_{B(q+p)}$ ergeben sich dementsprechend aus Gl. (6.17).

$$\mu_{Aq} = \mu_A + \Delta\mu_{Aq} \quad \mu_{B(q+p)} = \mu_B + \Delta\mu_{B(q+p)} \quad (6.17)$$

Die Betrachtungen beziehen sich auf die in *Tabelle 5.1* (Kap. 5.1) für den Schritt 4 vorgesehene Konfiguration. Sie setzen die dort sowie in Kap. 5.6.1 genannten Annahmen und Bedingungen voraus.

Die Kommutierungswinkeländerungen $\Delta\mu_{Aq}$ und $\Delta\mu_{B(q+p)}$ werden in Abhängigkeit von den komplexen Spannungsunsymmetriefaktoren \underline{k}_{UA} und \underline{k}_{UB} (Kap. 3.9) dargestellt

Die Wiederholperiode beträgt - wie bei $\Delta i_d(t_{A0q})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ (Kap. 5.6.1) - $T/2$, so dass analog zu Gl. (5.21) gilt:

$$\Delta\mu_{Aq} = \Delta\mu_{A(q\pm 6)} \quad \text{sowie} \quad \Delta\mu_{B(q+p)} = \Delta\mu_{B(q+p\pm 6)} \quad (6.18)$$

6.5.2 Lösung

Die nachfolgend angegebene Gleichung zur Berechnung von $\Delta\mu_{Aq}$ für ein beliebiges Ventil q im Stromrichter A gilt für den Fall 1 nach *Bild 3.3* und baut auf der in Kap. 5.6 vorgestellten Lösung zur Ermittlung von $\Delta i_d(t_{A0q})$ auf. Die Herleitung ist in Anl. 9 kurz skizziert. Für die anderen Fälle folgen aus dem gleichen Vorgehen analoge Lösungen.

Gl. (6.19) ist die ausführliche Form von Gl. (A9.4) aus Anl. 9. Unter Berücksichtigung von Gl. (5.22) (Kap. 5.6.2) zeigt sich, dass alle Summanden im Zähler je einen der komplexen Unsymmetriefaktoren \underline{k}_{UA} und \underline{k}_{UB} enthalten.

Wegen der verwendeten Näherungen (siehe Anl. 9) ist Gl. (6.19) im Gegensatz zu Gl. (A9.1) keine exakte Abbildung des funktionalen Verhaltens. Der Fehler ist jedoch bei der hier angenommenen Größe der Spannungsunsymmetrien ($k_{UA} \leq 2\%$ und $k_{UB} \leq 2\%$) vernachlässigbar gering.

$$\begin{aligned}
& - \frac{2X_{\Sigma} - X_{AK}}{\sqrt{3}K_1\hat{U}_{A(1)}} \Delta i_d(t_{A0q}) \\
& + \sin\left(\frac{\mu_A}{2}\right) \left\{ \begin{aligned} & k_{UA} \left[\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} \frac{2}{K_1} \sin\left(\theta_{UA} + \alpha_A + \frac{\mu_A}{2} + (q-1)\frac{\pi}{3}\right) \right] \\ & + 2 \sin\left(\theta_{UA} + \alpha_A + \frac{\mu_A}{2} + q\frac{\pi}{3} + \frac{\pi}{4}\right) \end{aligned} \right\} \\
& + 2k_{UB} u_{(1)} \sin\left(\theta_{UB} + \alpha_A + \frac{\mu_A}{2} + p\frac{\pi}{6} + q\frac{\pi}{3} + \frac{\pi}{12} - \Delta\varphi_{(1)}\right) \\
\Delta\mu_{Aq} = & \frac{\begin{aligned} & - \frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} \sin(\alpha_A + \mu_A) + \cos\left(\alpha_A + \mu_A - \frac{\pi}{12}\right) + u_{(1)} \cos(\alpha_A + \mu_A - \beta) \\ & - k_{UA} \left[\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} \sin\left(\theta_{UA} + \alpha_A + \mu_A + (q-1)\frac{\pi}{3}\right) + \sin\left(\theta_{UA} + \alpha_A + \mu_A + q\frac{\pi}{3} + \frac{\pi}{4}\right) \right] \\ & - k_{UB} u_{(1)} \sin\left(\theta_{UB} + \alpha_A + \mu_A + p\frac{\pi}{6} + q\frac{\pi}{3} + \frac{\pi}{12} - \Delta\varphi_{(1)}\right) \end{aligned}}{\hspace{10em}}
\end{aligned} \tag{6.19}$$

mit: $\Delta i_d(t_{A0q})$, K_{A1} , K_{A2} , ϕ_{A1} und ϕ_{A2} entsprechend Gl. (5.22) (Kap. 5.6.2),
 K_I entsprechend Gl. (5.12) (Kap. 5.4.2)

Aus Gl. (A9.5) (Anl. 9) folgt unter Verwendung von $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ aus Gl. (5.23) (Kap. 5.6.2) und μ_B nach Kap. 6.3.2 eine zu Gl. (6.19) analoge Gleichung, auf deren Darstellung hier aus Platzgründen verzichtet wird.

6.5.3 Analyse der funktionalen Zusammenhänge

Die wichtigsten Erkenntnisse, welche aus den Lösungen für $\Delta\mu_{Aq}$ und $\Delta\mu_{B(q+p)}$ abgeleitet werden können, zeigen Parallelen zu jenen Zusammenhängen, die in Kap. 5.6.3 für $\Delta i_d(t_{A0q})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ festgestellt wurden.

- (1) Die Abweichungen $\Delta\mu_{Aq}$ bzw. $\Delta\mu_{B(q+p)}$ der Ventilkommutierungswinkel vom jeweiligen Mittelwert μ_A bzw. μ_B sind jeweils durch Spannungsunsymmetrien in beiden Netzen bedingt.
- (2) $\Delta\mu_{Aq}$ und $\Delta\mu_{B(q+p)}$ sind unter den in dieser Arbeit geltenden Bedingungen (insbesondere Absatz (12), Kap. 3.2) näherungsweise *linear abhängig* von den durch k_{UA} und k_{UB} gekennzeichneten Größen der Spannungsunsymmetrien beider Netze. Diese Linearität ist umso ausgeprägter, je größer die Verhältnisse X_Y/X_{AK} und X_Y/X_{BK} sind.
- (3) Neben der unter (2) genannten Linearität lassen sich auch die in Kap. 5.6.3, Absätze (3), (4) und (5) genannten Zusammenhänge zwischen θ_{UA} sowie θ_{UB} und $\Delta i_d(t_{A0q})$ bzw. $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ sinngemäß auf $\Delta\mu_{Aq}$ bzw. $\Delta\mu_{B(q+p)}$ übertragen.
- (4) Es gelten $\Delta\mu_q + \Delta\mu_{q+2} \approx \Delta\mu_{q+1}$ und $\Delta\mu_q \approx -\Delta\mu_{q+3}$
- (5) Die Größe von $\Delta\mu_{Aq}$ bzw. $\Delta\mu_{B(q+p)}$ wird auch von der Größe der mittleren Kommutierungswinkel μ_A bzw. μ_B beeinflusst.
- (6) Bei *symmetrischen Netzspannungen* in beiden Systemen, das heißt $k_{UA} = k_{UB} = 0$, sind die Kommutierungswinkelabweichungen $\Delta\mu_{Aq}$ bzw. $\Delta\mu_{B(q+p)}$ aller Ventile q Null (Plausibilitätsprüfung).

(7) Bei *idealer Glättung des Zwischenkreisstromes* vereinfacht sich Gl. (6.19) zu (6.20). Für $\Delta\mu_{B(q+p)}$ folgt in diesem Fall Gl. (6.21). Diese Gleichungen zeigen, dass bei idealer Glättung des Zwischenkreisstromes und unsymmetrischen Netzspannungen

1. $\Delta\mu_{Aq} > 0$ und $\Delta\mu_{B(q+p)} > 0$ gilt und
2. $\Delta\mu_{Aq}$ sowie $\Delta\mu_{B(q+p)}$ nur von der Unsymmetrie der Spannung jenes Netzes abhängen, an dem der jeweilige Stromrichter angeschaltet ist, wodurch die Entkopplung der Systeme widergespiegelt wird.

Beides erklärt sich daraus, dass die Spannungsunsymmetrien nicht nur die Welligkeit des Zwischenkreisstromes, sondern auch die Kommutierungsspannungen beeinflussen.

$$\Delta\mu_{Aq} = \frac{-k_{UA} \cdot 2 \cdot \sin\left(\theta_{UA} + \alpha_A + \frac{\mu_A}{2} + (q-1)\frac{\pi}{3}\right) \sin\left(\frac{\mu_A}{2}\right)}{\sin(\alpha_A + \mu_A) + k_{UA} \sin\left(\theta_{UA} + \alpha_A + \mu_A + (q-1)\frac{\pi}{3}\right)} \quad (6.20)$$

$$\Delta\mu_{B(q+p)} = \frac{-k_{UB} \cdot 2 \cdot \sin\left(\theta_{UB} + \alpha_B + \frac{\mu_B}{2} + (q+p-1)\frac{\pi}{3}\right) \sin\left(\frac{\mu_B}{2}\right)}{\sin(\alpha_B + \mu_B) + k_{UB} \sin\left(\theta_{UB} + \alpha_B + \mu_B + (q+p-1)\frac{\pi}{3}\right)} \quad (6.21)$$

(8) *Linearisierbarkeit im Bereich kleiner Abweichungen um den Arbeitspunkt*: Eine linearisierte Gleichung mit einem klar erkennbaren Vorteil hinsichtlich einer schnellen Berechenbarkeit von $\Delta\mu_{Aq}$ bzw. $\Delta\mu_{B(q+p)}$ bei kleinen Zündwinkeländerungen $\Delta\alpha_{A0}$ bzw. $\Delta\alpha_{B0}$ kann aus Gl. (6.19) nicht abgeleitet werden.

6.5.4 Berechnungsbeispiel

Zur Verifikation der Lösung sowie zur Veranschaulichung der Ergebnisse und bestehender Korrelationen wird das schon in den Kap. 4.3.4 und 5.6.4 betrachtete Berechnungsbeispiel verwendet.

Bild 6.4 zeigt die Kommutierungswinkel der Ventile 1-4 im Stromrichter A in Abhängigkeit von θ_{UA} . Die Darstellung und Auswahl der Ventile entspricht jener im *Bild 5.3* (Kap. 5.6.4). Zusätzlich ist der mittlere Kommutierungswinkel μ_A der Ventile 1-12 durch eine hervorgehobene Linie gekennzeichnet. μ_A ist der Kommutierungswinkel, welcher sich bei symmetrischen Spannungen auf beiden Seiten einstellt. Die Unterschiede zwischen den Ergebnissen aus analytischer Rechnung (Anwendung der Gl. (6.9), (6.17) und (6.19)) und den Simulationsergebnissen sind gering. Die größte Differenz beträgt in diesem Beispiel $0,055^\circ$. Sie sind vor allem bedingt durch die verwendete Näherung (Gl. (A9.2) in Anl. 9).

Die Abhängigkeit der Kommutierungswinkelabweichungen von der Größe der Spannungsunsymmetrie im Netz A – mithin die Funktion $\Delta\mu_{Aq} = f(k_{UA})$ – ist im *Bild 6.5* für die Ventile 1-4 dargestellt. Die hier vorhandenen dünnen Punkt-Linien kennzeichnen jeweils eine Gerade, die durch die entsprechenden Funktionswerte bei $k_{UA}=0$ und $k_{UA}=2\%$ verläuft. Sie indiziert die geringfügige, jedoch mit zunehmendem k_{UA} wachsende Abweichung von der Linearität.

Bild 6.4 und *Bild 6.5* bestätigen

- die in Kap. 6.5.2 vorgestellte Lösung und
- die in Kap. 6.5.3 in den Absätzen (1)-(3) aufgeführten funktionalen Zusammenhänge.

Darüber hinaus offenbart der Vergleich von *Bild 6.4* mit *Bild 5.3* eine Korrelation zwischen den Abweichungen $\Delta i_d(t_{A0q})$ der diskreten Stromwerte bei Kommutierungsbeginn und den Abweichungen $\Delta\mu_{Aq}$ der Ventilkommutierungswinkel bei unsymmetrischen Netzspannungen.

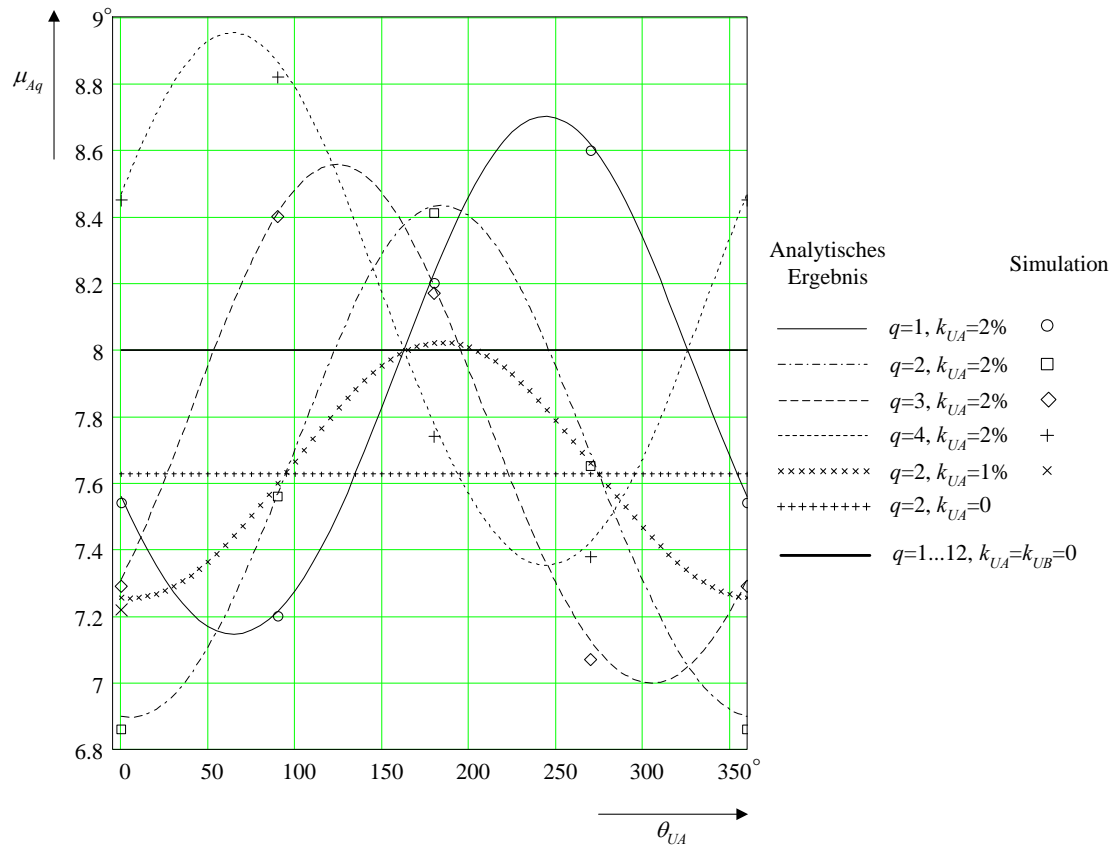


Bild 6.4 Kommutierungswinkel der Ventile 1 bis 4 im Stromrichter A in Abhängigkeit von θ_{UA} ($k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$ wenn nicht anders angegeben)

Bild 6.6 zeigt für das gleiche Beispiel und $k_{UA}=2\% \angle 0$ sowie gleichzeitig $k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$ die Abhängigkeit der Kommutierungswinkeldifferenzen $\Delta\mu_{A1}... \Delta\mu_{A4}$ vom Grad der Glättung des Zwischenkreisstromes. Als Parameter für die Glättung wurde das Verhältnis X_Y/X_{AK} der Gesamt- zur Kommutierungsreaktanz der Seite A gewählt. Für die Darstellungen im Bild 6.4 und Bild 6.5 gilt $X_Y/X_{AK}=14$.

Es ist zu erkennen, dass sich mit zunehmender Glättung jedes $\Delta\mu_{Aq}$ jeweils asymptotisch einem spezifischen Wert nähert. Dieser Wert spiegelt den Einfluss der aus $\underline{U}_{A(2)}$ resultierende Unsymmetrie der Kommutierungsspannungen auf die Ventilkommutierungswinkel μ_{Aq} wider. Er kann mit Gl. (6.20) oder auch Gl. (2.1) unter Berücksichtigung von δ_q und Δu_K (Kap. 3.9) - wie in [44] angegeben - berechnet werden. Die in der anderen Richtung - das heißt mit schwächer werdender Glättung - zunehmenden Abweichungen von diesen asymptotischen Werten sind auf die durch Spannungsunsymmetrien in beiden Netzen bedingte Welligkeit des Zwischenkreisstromes zurückzuführen. Es ist zu erkennen, dass in diesem Beispiel für $X_Y/X_{AK}<30$ dieser Einfluss überwiegt.

Die zur Berechnung der Kommutierungswinkel gewöhnlich verwendete Gl. (2.1) berücksichtigt weder die durch diese Welligkeit noch die infolge der Änderungen der Kommutierungsspannungen bedingte Differenzierung der Ventilkommutierungswinkel. Zwischen den Ventilkommutierungswinkeln eines Stromrichters wird nicht unterschieden, das heißt es gilt $\Delta\mu_{Aq}=0$. Der dadurch methodisch bedingte Fehler entspricht den im Bild 6.6 abgebildeten Funktionen $\Delta\mu_{Aq}=f(X_Y/X_{AK})$. Er nimmt mit abnehmender Glättung deutlich zu.

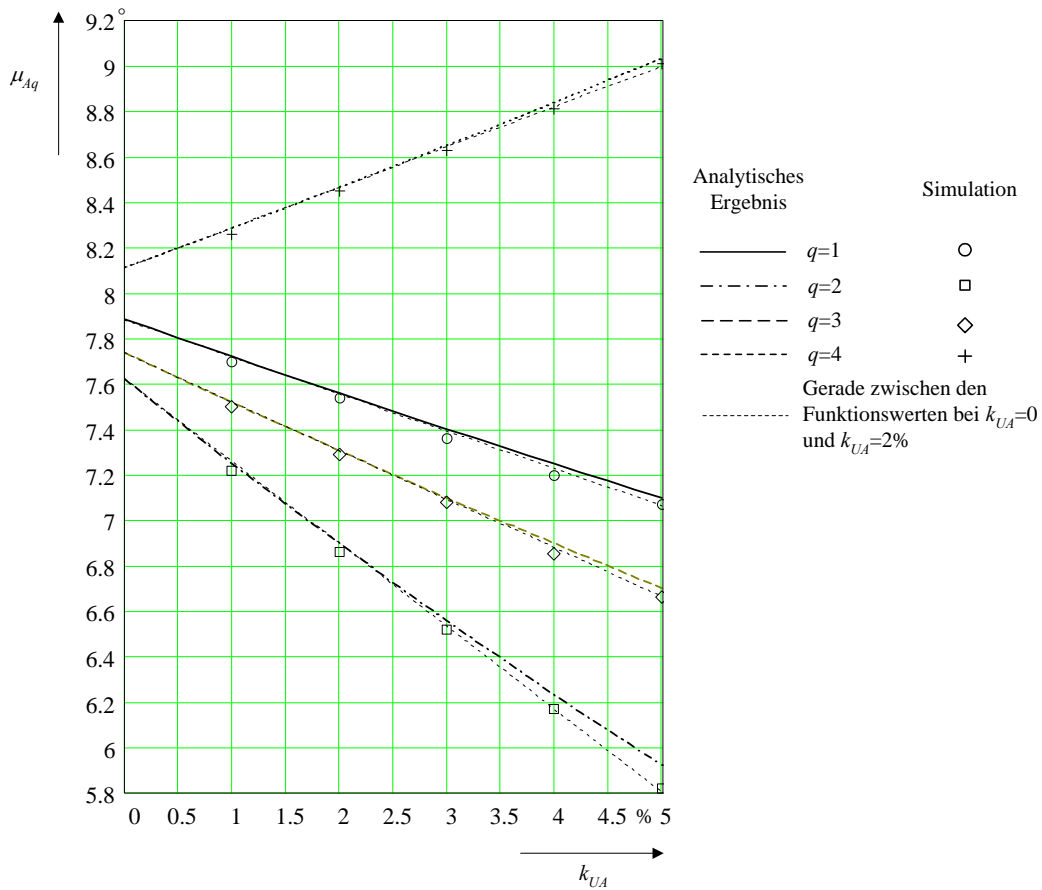


Bild 6.5 Kommutierungswinkel der Ventile 1 bis 4 im Stromrichter A in Abhängigkeit von k_{UA} bei $\theta_{UA}=0$ ($k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$)

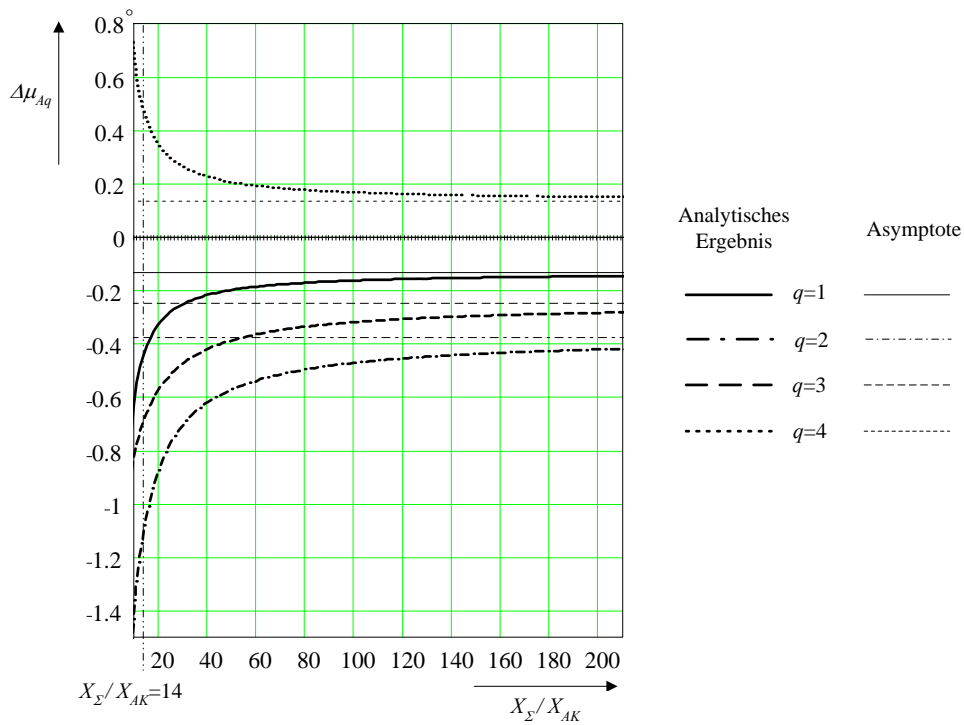


Bild 6.6 Einfluss der Glättung des Zwischenkreisstromes auf $\Delta\mu_{A1} \dots \Delta\mu_{A4}$ bei $k_{UA}=2\% \angle 0$ und $k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$

6.6 Ansteuermodifikation

6.6.1 Vorbemerkungen

Nachfolgend werden die durch kleine periodische Zündzeitpunktverschiebungen $\Delta\alpha_{Aq}$ bzw. $\Delta\alpha_{B(q+p)}$ bedingten Differenzen $\Delta\mu_{Aq}$ und $\Delta\mu_{B(q+p)}$ der Ventilkommutierungswinkel μ_{Aq} und $\mu_{B(q+p)}$ gegenüber den in Kap. 6.3 für symmetrische Verhältnisse ermittelten Werten μ_A und μ_B beschrieben. Für μ_{Aq} und $\mu_{B(q+p)}$ gilt wieder Gl. (6.17). Die Modifikation der Ansteuerung erfolgt entsprechend den Festlegungen in Kap. 4.4.1 und wird durch die komplexen Steuerungsunsymmetriefaktoren \underline{k}_{SA} und \underline{k}_{SB} (Kap. 4.4.2) beschrieben.

Die Betrachtungen setzen die in *Tabelle 5.1* (Kap. 5.1) für Schritt 5 angegebene Konfiguration und die dort genannten Bedingungen voraus. Wegen der Wiederholperiode $T/2$ gilt auch hier Gl. (6.18).

Das Prinzip der nachfolgend aufgezeigten Lösung für $T/2$ ist erweiterbar auf die Wiederholperiode T .

6.6.2 Lösung

Die Entwicklung der Gleichungen zur Berechnung von $\Delta\mu_{Aq}$ bzw. $\Delta\mu_{B(q+p)}$ orientiert sich am Vorgehen in Kap. 6.5. Aufgrund der Vielzahl der Schritte ist im Interesse der Nachvollziehbarkeit in Anl. 10 der Lösungsweg kurz skizziert. Er gilt für den Fall 1 entsprechend *Bild 3.3* und baut auf der in Kap. 5.7 vorgestellten Lösung für die diskreten Stromwerte $i_d(t_{A0q})$ bzw. $i_d(t_{B0(q+p)})$ auf. Für die anderen Fälle ergeben sich mit der gleichen Vorgehensweise analoge Lösungen.

Aus dem in Anl. 10 beschriebenen Lösungsweg folgt Gl. (6.22) zur Bestimmung der Abweichung $\Delta\mu_{Aq}$ des Kommutierungswinkels μ_{Aq} eines beliebigen Ventils q vom Mittelwert μ_A der Kommutierungswinkel aller Ventile ($q=1\dots 12$) des Stromrichters A. Gl. (6.22) berücksichtigt die gezielt unsymmetrische Zündung der Ventile von Stromrichter A oder von Stromrichter B oder von beiden Stromrichtern. Der Einfluss einer Ansteuermodifikation im Stromrichter B ist über die Veränderung der Welligkeit des Zwischenkreisstromes gegeben, welche durch $\Delta i_d(t_{A0q})$ abgebildet wird. Gl. (6.22) wurde aus Gl. (A10.4) (Anl. 10) abgeleitet und stellt den Zusammenhang zu \underline{k}_{SA} und \underline{k}_{SB} her. Sie liefert trotz geringfügiger Näherungen ausreichend genaue Ergebnisse.

$$\Delta\mu_{Aq} = \arccos \left[\frac{-\frac{2X_\Sigma - X_{AK}}{K_1 \sqrt{3} \hat{U}_{A(1)}} \Delta i_d(t_{A0q}) + Z}{\sqrt{\left(\frac{X_\Sigma}{X_{AK}} \frac{1}{K_1}\right)^2 + 1 + u_{(1)}^2 - \frac{X_\Sigma}{X_{AK}} \frac{2}{K_1} \left[\sin\left(\frac{\pi}{12}\right) + u_{(1)} \sin(\beta) \right] + 2u_{(1)} \cos\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)}} \right] + \arctan \left[\frac{-\frac{X_\Sigma}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} \sin(\alpha_A + \mu_A) + \cos\left(\alpha_A + \mu_A - \frac{\pi}{12}\right) + u_{(1)} \cos(\alpha_A + \mu_A - \beta)}{\frac{X_\Sigma}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} \cos(\alpha_A + \mu_A) + \sin\left(\alpha_A + \mu_A - \frac{\pi}{12}\right) + u_{(1)} \sin(\alpha_A + \mu_A - \beta)} \right] - k_{SA} \sin\left(\theta_{SA} + (q+2)\frac{\pi}{3}\right) \quad (6.22)$$

mit: $\Delta i_d(t_{A0q})$ entsprechend Gl. (5.28)

$$\begin{aligned}
Z = & \left[1 - \frac{1}{2} k_{SA}^2 \sin\left(\theta_{SA} + (q+2)\frac{\pi}{3}\right)^2 \right] \cdot \left[\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} \cos\alpha_A + \sin\left(\alpha_A - \frac{\pi}{12}\right) \right] \\
& + k_{SA} \sin\left(\theta_{SA} + (q+2)\frac{\pi}{3}\right) \cdot \left[-\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} \sin\alpha_A + \cos\left(\alpha_A - \frac{\pi}{12}\right) + u_{(1)} \cos(\alpha_A - \beta) \right] \\
& + 2 \sin\left(\frac{\mu_A}{2}\right) \cdot \left[-\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} \sin\left(\alpha_A + \frac{\mu_A}{2}\right) + \cos\left(\alpha_A + \frac{\mu_A}{2} - \frac{\pi}{12}\right) \right] \\
& \left[+ u_{(1)} \cos\left(\alpha_A + \frac{\mu_A}{2} - \beta\right) \right]
\end{aligned}$$

Aus Gl. (A10.5) (Anl. 10) folgt eine entsprechende Gleichung für $\Delta\mu_{B(q+p)}$, auf deren Darstellung an dieser Stelle verzichtet wird.

6.6.3 Analyse der funktionalen Zusammenhänge

Unter Berücksichtigung der Betrachtungen in den Kap. 5.7 und 6.5 können zahlreiche Analogien zwischen Spannungs- und Steuerungsunsymmetrie festgestellt werden. Dies betrifft insbesondere:

- (1) die Beeinflussung von $\Delta\mu_{Aq}$ bzw. $\Delta\mu_{B(q+p)}$ durch Ansteuermodifikationen in *beiden Stromrichtern*,
- (2) die weitgehende *Linearität* der funktionalen Beziehungen zwischen k_{SA} bzw. k_{SB} und $\Delta\mu_{Aq}$ bzw. $\Delta\mu_{B(q+p)}$ bei kleinen Steuerungsunsymmetrien ($|k_{SA}| \leq 0,02 \geq |k_{SB}|$), welche erst bei Betrachtung der Summanden in Gl. (6.22) oder nach Zerlegung in eine Taylorreihe erkennbar wird,
- (3) die durch *Sinusfunktionen* mit guter Genauigkeit beschreibbaren *funktionalen Zusammenhänge* zwischen den Phasenwinkeln θ_{SA} bzw. θ_{SB} der komplexen Steuerungsunsymmetriefaktoren als Argumente und $\Delta\mu_{Aq}$ sowie $\Delta\mu_{B(q+p)}$,
- (4) den Einfluss der Größe der Kommutierungswinkel μ_A und μ_B auf $\Delta\mu_{Aq}$ bzw. $\Delta\mu_{Bq}$,
- (5) die Phasenverschiebung der sinusförmigen Funktionen $\Delta\mu_{Aq}=f_q(\theta_{SA})$, $\Delta\mu_{Aq}=f_q(\theta_{SB})$, $\Delta\mu_{Bq}=f_q(\theta_{SA})$ sowie $\Delta\mu_{Bq}=f_q(\theta_{SB})$ untereinander für unterschiedliche Ventilnummern q ,
- (6) die in Betrag und Vorzeichen gleichen Kommutierungswinkeldifferenzen der um π versetzt zündenden Ventile (q und $q+6$),
- (7) den Plausibilitätstest bei $k_{SA}=k_{SB}=0$. - Es kann gezeigt werden, dass bei symmetrischer Zündung aller Ventile in beiden Stromrichtern $\Delta\mu_{Aq}=\Delta\mu_{B(q+p)}=0$ gilt.
- (8) Wie bei Spannungsunsymmetrien sind auch die durch Ansteuermodifikationen bedingten $\Delta\mu_{Aq}$ und $\Delta\mu_{B(q+p)}$ bei *ideal geglättetem Zwischenkreisstrom* ungleich Null. Die unter den Bedingungen $X_{AK}/X_{\Sigma} \rightarrow 0$ sowie $X_{BK}/X_{\Sigma} \rightarrow 0$ geltende Gl. (6.23) kann aus Gl. (6.22) mit $\Delta i_d(t_{A0q})=0$ abgeleitet werden. Wegen der weiter bestehenden q -Abhängigkeit sind die Ventilkommutierungswinkel - wie bei der Spannungsunsymmetrie - untereinander verschieden. Analoges Vorgehen liefert eine entsprechende Gleichung für $\Delta\mu_{Bq}$.

$$\Delta\mu_{Aq} = \arccos \begin{bmatrix} -\frac{1}{2}k_{SA}^2 \sin\left(\theta_{SA} + (q+2)\frac{\pi}{3}\right)^2 \cdot \cos\alpha_A \\ -k_{SA} \sin\left(\theta_{SA} + (q+2)\frac{\pi}{3}\right) \cdot \sin\alpha_A \\ -2\sin\left(\frac{\mu_A}{2}\right) \cdot \sin\left(\alpha_A + \frac{\mu_A}{2}\right) + \cos\alpha_A \end{bmatrix} - \alpha_A - \mu_A - k_{SA} \sin\left(\theta_{SA} + (q+2)\frac{\pi}{3}\right) \quad (6.23)$$

- (9) Im Kontext mit Absatz (8) zeigt die Lösung, dass die durch die Ansteuermodifikation bedingten Abweichungen $\Delta\mu_{Aq}$ bzw. $\Delta\mu_{B(q+p)}$ der Kommutierungswinkel
- einerseits durch die Änderung der Spannungs-Zeit-Flächen der Kommutierungsspannungen und
 - andererseits durch die zusätzliche Gleichstromwelligkeit (Veränderung der diskreten Stromwerte am Beginn der Kommutierung) verursacht werden.

Des Weiteren kann Folgendes festgestellt werden:

- (10) Im Unterschied zu Spannungsunsymmetrien haben Ansteuermodifikationen auch *Einfluss auf die mittleren Kommutierungswinkel* μ_A und μ_B , das heißt, die Summe der $\Delta\mu_{Aq}$ bzw. $\Delta\mu_{B(q+p)}$ aller Ventile q des jeweiligen Stromrichters ist nicht Null. Dies ist insofern plausibel, da - wie in Kap. 5.7.1 beschrieben - auch der Mittelwert des Stromes im Zwischenkreis eine geringfügige Änderung erfährt. Für $|k_{SA}| \leq 0,02 \geq |k_{SB}|$ kann die Änderung von μ_A und μ_B jedoch vernachlässigt werden.
- (11) *Linearisierungen im Bereich kleiner Abweichungen um den Arbeitspunkt:* Kleine Änderungen $\Delta\alpha_{A0}$ bzw. $\Delta\alpha_{B0}$ der Zündwinkel α_A bzw. α_B haben sowohl Änderungen $\Delta\mu_{A0}$ und $\Delta\mu_{B0}$ der mittleren Kommutierungswinkel μ_A und μ_B als auch Änderungen der Kommutierungswinkeldifferenzen $\Delta\mu_{Aq}$ und $\Delta\mu_{B(q+p)}$ zur Folge. Letztere sind jedoch im Vergleich zu $\Delta\mu_{A0}$ und $\Delta\mu_{B0}$ deutlich kleiner. Da überdies auch hier gilt, dass die Anwendung der linearisierten Gleichung hinsichtlich des Rechenaufwandes keinen wesentlichen Vorteil gegenüber der ursprünglichen Gleichung erzielt, wird auf eine Darstellung an dieser Stelle verzichtet.

6.6.4 Berechnungsbeispiel

Das schon in den Kap. 4.4.6 und 5.7.4 verwendete und dort erläuterte Berechnungsbeispiel mit nicht-äquidistanten Zündfolgen wird auch hier zur Veranschaulichung der Zusammenhänge und zur Verifikation der Lösung verwendet. Es wird zudem nach Korrelationen zwischen den Differenzen $\Delta i_d(t_{A0q})$ der diskreten Stromwerte bei Kommutierungsbeginn und den Abweichungen $\Delta\mu_{Aq}$ der Ventilkommutierungswinkel vom Mittelwert gesucht.

Den im *Bild 6.7* und im *Bild 6.8* dargestellten Abhängigkeiten der Kommutierungswinkel μ_{Aq} liegen die Gl. (6.9), (6.17) und (6.22) zugrunde. Zu den analytisch ermittelten Ergebnissen sind punktuell die Simulationsergebnisse hinzugefügt.

Bei äquidistanter Zündfolge ($k_{SA}=k_{SB}=0$) hätten in diesem Beispiel die Kommutierungswinkel aller Ventile des Stromrichters A den Wert $\mu_A=8,0^\circ$.

Bild 6.7 zeigt die Ventilkommutierungswinkel μ_{Aq} der Ventile $q=1\dots 4$ des Stromrichters A in Abhängigkeit vom Phasenwinkel θ_{SA} des komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors. Die Darstellung und Auswahl der Ventile entspricht jener im *Bild 5.6* (Kap. 5.7.4).

Die Abhängigkeit der Kommutierungswinkel μ_{Aq} vom Betrag k_{SA} des komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors – mithin die Abhängigkeit von der *Größe der Zündwinkeländerungen* im Stromrichter

A - wird im *Bild 6.8* für die Ventile 1-4 bei $\theta_{SA}=0$ und für Ventil 1 zusätzlich bei $\theta_{SA}=90^\circ$ dargestellt. Die im *Bild 6.8* sichtbaren dünnen Punktklinien gehören jeweils zu einer Geraden, deren Verlauf durch die Funktionswerte der dargestellten Kurve bei $k_{SA}=0$ und $k_{SA}=0,02$ bestimmt wird. Mit Hilfe dieser Geraden wird, analog zu Kap. 6.5.4, der weitgehend lineare Verlauf der Kurven $\mu_{Aq}=f(k_{SA})$ vor allem im Bereich $k_{SA}\leq 0,02$ und die mit zunehmendem k_{SA} wachsende Abweichung von der Linearität gezeigt.

Aufgrund der gleichzeitigen Ansteuermodifikation im Stromrichter B ($k_{SB}=0,02$) ist der Beginn der Kurven ($k_{SA}=0$) im *Bild 6.8* nicht bei dem für symmetrische Zündung maßgebenden Kommutierungswinkel von $\mu_A=8,0^\circ$ zu finden. Dies dokumentiert die auch bei der Ansteuermodifikation vorhandene Kopplung der Stromrichter, solange keine ideale Glättung des Zwischenkreisstromes vorausgesetzt wird.

Der Anstieg der Kurven $\mu_{Aq}=f(k_{SA})$ im *Bild 6.8* ist nicht nur für verschiedene q unterschiedlich, sondern - wie das Beispiel für $q=1$ zeigt - auch vom Phasenwinkel θ_{SA} des komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors abhängig.

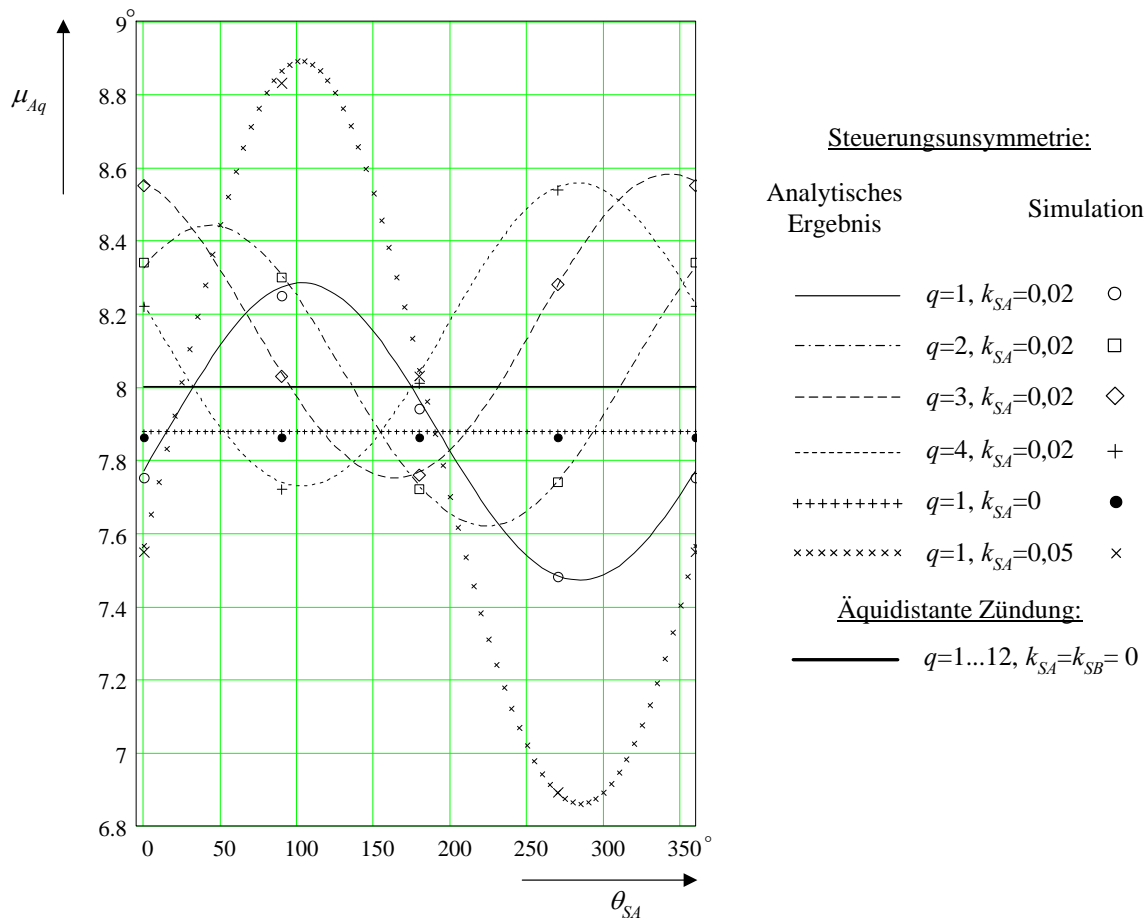


Bild 6.7 Kommutierungswinkel der Ventile 1 bis 4 im Stromrichter A in Abhängigkeit von θ_{SA} ($k_{SB}=0,02 \angle 0$ wenn nicht anders angegeben)

Im *Bild 6.7* sowie im *Bild 6.8* folgen die Simulationsergebnisse den analytisch ermittelten Kurven mit nur geringen – jedoch mit zunehmender Steuerungsunsymmetrie tendenziell wachsenden - Differenzen. Die größte Abweichung unter den dargestellten Werten tritt bei $k_{SA}=0,05$ auf und beträgt in diesem Beispiel $0,046^\circ$. Ursache dafür sind hauptsächlich die mit der Lösung (Kap. 6.6.2) verbundenen Näherungen. Insgesamt kann eine sehr gute Genauigkeit festgestellt werden.

Das Berechnungsbeispiel bestätigt

- die vorgestellte Lösung zur Ermittlung der durch die Ansteuermodifikation bedingten Kommutierungswinkeldifferenzen

- die in Kap. 6.6.3 in den Absätzen (1)-(3) und (5)-(6) genannten Zusammenhänge und Analogien zwischen Steuerungs- und Spannungsunsymmetrie

Darüber hinaus kann Folgendes festgestellt werden:

Eine Korrelation zwischen den Kurven $\Delta i_d(t_{A0q})/i_d(t_{A0})=f(\theta_{SA})$ (Bild 5.6) und $\Delta\mu_{Aq}=f(\theta_{SA})$ Bild 6.7 ist hinsichtlich der Reihenfolge der den Ventilen zugeordneten Kurven und in qualitativer Hinsicht bezüglich deren Verschiebungen erkennbar. Jedoch treten die Maxima und Minima der Kommutierungswinkelabweichungen bei anderen θ_{SA} auf, als die Maxima und Minima der Stromdifferenzwerte. Dies zeigt, dass die Welligkeit des Zwischenkreisstromes einen deutlichen, aber nicht den einzigen Einfluss auf die Ventilkommutierungswinkel hat.

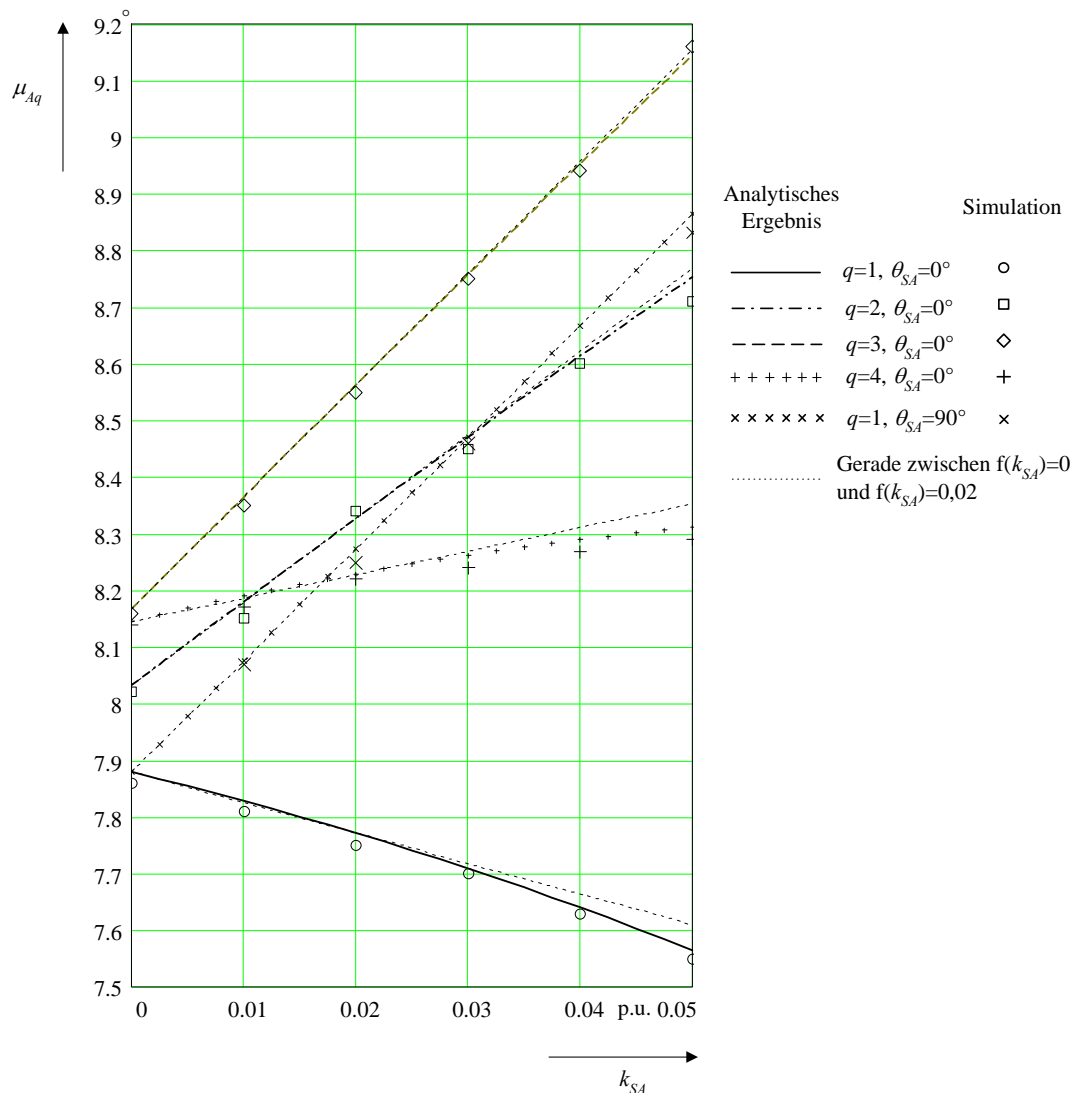


Bild 6.8 Kommutierungswinkel der Ventile 1 bis 4 im Stromrichter A in Abhängigkeit von k_{SA} bei $\theta_{SA}=0 \angle 90^\circ$ ($k_{SB}=0,02 \angle 0$)

Alle hier für den Stromrichter A dargestellten Zusammenhänge lassen sich in gleicher Weise auch für den Stromrichter B zeigen.

Bild 6.9 zeigt für $k_{SA}=0,02 \angle 90^\circ$ sowie gleichzeitig $k_{SB}=0,02 \angle 0$ die Abhängigkeit der Kommutierungswinkeldifferenzen $\Delta\mu_{A1} \dots \Delta\mu_{A4}$ vom Grad der Glättung des Zwischenkreisstromes. Der Parameter für die Glättung ist - wie im Bild 6.6 - das Verhältnis X_Y/X_{AK} . Für die im Bild 6.7 und im Bild 6.8 dargestellten Ergebnisse gilt $X_Y/X_{AK}=14$. Bild 6.9 demonstriert, dass sich wie bei der Spannungsunsymmetrie (Bild 6.6) mit zunehmender Glättung des Zwischenkreisstromes jedes $\Delta\mu_{Aq}$ und damit auch

jeder Kommutierungswinkel μ_{Aq} jeweils asymptotisch einem spezifischen Wert nähert. Dieser Wert kann mit Gl. (6.23) oder der modifizierten Gl. (2.1) unter Berücksichtigung von $\Delta\alpha_q$ berechnet werden [64]. Er spiegelt den Einfluss der Änderung der Spannungs-Zeit-Flächen der Kommutierungsspannungen infolge der Verschiebung der Zündzeitpunkte wider. Die zunehmenden Abweichungen von diesen asymptotischen Werten mit schwächer werdender Glättung sind auf die durch die unsymmetrische Ansteuerung in beiden Stromrichtern bedingte Welligkeit des Zwischenkreisstromes zurückzuführen.

Hinsichtlich des methodisch bedingten Fehlers bei Berechnung der Kommutierungswinkel mit Gl. (2.1) (konventionelle Methode) gilt prinzipiell die Erläuterung für *Bild 6.6* in Kap. 6.5.4.

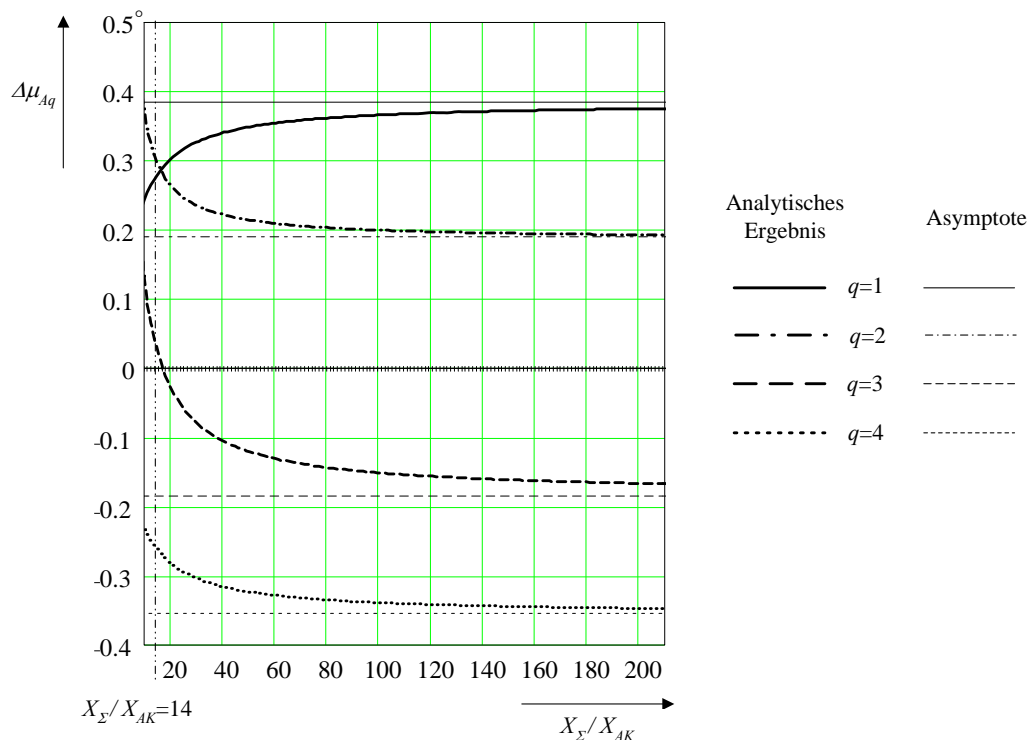


Bild 6.9 Einfluss der Glättung des Zwischenkreisstromes auf $\Delta\mu_{A1} \dots \Delta\mu_{A4}$ bei $k_{SA}=k_{SB}=0,02$ sowie $\theta_{SA}=90^\circ$ und $\theta_{SB}=0$

6.7 Unsymmetrische Netzspannungen und gleichzeitige Ansteuermodifikation

6.7.1 Vorbemerkungen

Analog zum Vorgehen in Kap. 5 wird nach den separaten Untersuchungen der Einflüsse von Spannungsunsymmetrien (Kap. 6.5) und nichtäquidistanter Zündung (Kap. 6.6) auf die Ventilkommutierungswinkel μ_{Aq} und $\mu_{B(q+p)}$ nun das gleichzeitige Auftreten von Spannungs- und Steuerungsunsymmetrie betrachtet. Es wird geklärt, ob die mit k_U und k_S berechneten Kommutierungswinkelabweichungen $\Delta\mu_{Aq}$ und $\Delta\mu_{B(q+p)}$ linear überlagerbar sind und somit einfach arithmetisch addiert werden können.

Es gelten die in Kap. 5.8.1 genannten Bedingungen.

6.7.2 Analytische Betrachtung

In Analogie zur Betrachtung der Stromdifferenzwerte (Kap. 5.8.2) kann gezeigt werden, dass

- (1) der Einfluss von Zündzeitpunktverschiebungen $\Delta\alpha_{Aq}$ bzw. $\Delta\alpha_{B(q+p)}$ auf die durch Spannungsunsymmetrien hervorgerufenen Anteile an $\Delta\mu_{Aq}$ bzw. $\Delta\mu_{B(q+p)}$ (entsprechend Kap. 6.5) vernachlässigbar ist und
- (2) dies auch für den Einfluss der Spannungs-Gegensysteme $\underline{U}_{A(2)}$ und $\underline{U}_{B(2)}$ auf die durch $\Delta\alpha_{Aq}$ bzw. $\Delta\alpha_{B(q+p)}$ hervorgerufenen Anteile an $\Delta\mu_{Aq}$ bzw. $\Delta\mu_{B(q+p)}$ (entsprechend Kap. 6.6) gilt.

Der Nachweis wird über die Betrachtung des allgemeinen Lösungsansatzes geführt. Dieser Lösungsansatz folgt – unter Berücksichtigung des Ausgangspunktes in Anl. 10 - aus der Addition der Gl. (A10.1) und (A10.2). Im Unterschied zum Vorgehen in Anl. 10 werden auch die Spannungsgegensysteme in die zeitabhängigen Funktionen $u_{\Sigma q}(t)$ (Kap. 3.5) und $u_k(t)$ (Kap. 3.6) einbezogen.

Die Stromdifferenz $\Delta i_d(t_{A0q})$ enthält nun 2 Anteile, die zum einen durch Spannungsunsymmetrie und zum anderen durch Ansteuermodifikation hervorgerufen werden.

Die Zerlegung der Spannungsintegrale in der auf diese Weise erzeugten Gleichung ermöglicht eine überschaubare Übersicht und Trennung der Einflüsse von Spannungs- und Steuerungsunsymmetrie:

- Das Integral der aus den Spannungs-Mitsystemen gebildeten Funktionen $u_{AK(1)q}(t)$, $u_{A\Sigma(1)q}(t)$ und $u_{B\Sigma(1)(q+p-1)}(t)$ zwischen t_{A0q} und t_{A1q} und das Produkt aus $(2L_{\Sigma}-L_{AK})$ und $i_d(t_{A0q})$ liefert den Lösungsansatz zur Berechnung von μ_A (Kap. 6.3.2).
- Das Integral der aus den Spannungs-Gegensystemen gebildeten Funktionen $u_{AK(2)q}(t)$, $u_{A\Sigma(2)q}(t)$ und $u_{B\Sigma(2)(q+p-1)}(t)$ zwischen t_{A0q} und t_{A1q} und das Produkt aus $(2L_{\Sigma}-L_{AK})$ und $\Delta i_d(t_{A0q})$ (Anteil Stromdifferenz durch Spannungsunsymmetrie – Kap. 5.6) liefert den Lösungsansatz zur Berechnung von $\Delta\mu_{Aq}$ nach Kap. 6.5.2/Anl. 9.
- Die Integrale der aus den Spannungs-Mitsystemen gebildeten Funktionen $u_{AK(1)q}(t)$, $u_{A\Sigma(1)q}(t)$ und $u_{B\Sigma(1)(q+p-1)}(t)$ über Δt_{A0q} und Δt_{A1q} und das Produkt aus $(2L_{\Sigma}-L_{AK})$ und $\Delta i_d(t_{A0q})$ (Anteil Stromdifferenz durch Ansteuermodifikation – Kap. 5.7) liefert den Lösungsansatz zur Berechnung von $\Delta\mu_{Aq}$ nach Kap. 6.6.2/Anl. 10.
- Die Integrale der aus den Spannungs-Gegensystemen gebildeten Funktionen $u_{AK(2)q}(t)$, $u_{A\Sigma(2)q}(t)$ und $u_{B\Sigma(2)(q+p-1)}(t)$ über Δt_{A0q} und Δt_{A1q} sind um etwa 2 Größenordnungen kleiner als die vorgenannten Integrale, welche mit $u_{AK(1)}(t)$, $u_{A\Sigma(1)}(t)$ und $u_{B\Sigma(1)(q+p-1)}(t)$ gebildet werden. Sie können deshalb vernachlässigt werden.

Aus den Betrachtungen in Kap. 5.8.2 geht hervor, dass sich $\Delta i_d(t_{A0q})$ bei gleichzeitiger Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation nur aus den oben genannten 2 Anteilen zusammensetzt. Daher muss keine zusätzliche Komponente berücksichtigt werden.

Daraus kann – analog zu Kap. 5.8.2 - geschlossen werden:

1. Bei gleichzeitiger Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation können die entsprechenden Funktionen $\Delta\mu_{Aq}=f(\underline{k}_{UA}, \underline{k}_{UB})$ und $\Delta\mu_{Aq}=f(\underline{k}_{SA}, \underline{k}_{SB})$ linear überlagert werden.
2. Für die durch \underline{k}_{UA} und \underline{k}_{UB} bestimmten Anteile an $\Delta\mu_{Aq}$ gelten die in Kap. 6.5.3 genannten funktionalen Zusammenhänge. Analog gilt Kap. 6.6.3 für die durch \underline{k}_{SA} und \underline{k}_{SB} bestimmten Anteile an $\Delta\mu_{Aq}$.

Es muss jedoch an dieser Stelle einschränkend darauf hingewiesen werden, dass aufgrund der Nichtlinearität der trigonometrischen Funktionen und deren Umkehrfunktionen (hier speziell der *Arccos*-Funktion) dies nur für kleine $\Delta\mu_{Aq}$, das heißt für kleine \underline{k}_{UA} , \underline{k}_{UB} , \underline{k}_{SA} und \underline{k}_{SB} gilt. Die relativen Fehler können daher etwas größer sein, als bei der Überlagerung der Stromdifferenzen $\Delta i_d(t_{A0q})$ (Kap. 5.8) zu erwarten ist.

Auf die Analyse für $\Delta\mu_{B(q+p)}$ wird hier aus Analogiegründen verzichtet. Es gelten inhaltlich die gleichen Aussagen wie für $\Delta\mu_{Aq}$.

6.7.3 Berechnungsbeispiel

Das in Kap. 5.8.3 beschriebene und verwendete Berechnungsbeispiel, dessen Parameter in *Tabelle 5.4* aufgelistet sind, soll die ermittelten Zusammenhänge veranschaulichen. Es führt bestimmte Konstellationen der in den Kap. 6.5.4 und 6.6.4 betrachteten Beispiele zusammen.

Bild 6.10 zeigt, welche Änderungen der durch Spannungsunsymmetrien auf beiden Seiten ($\underline{k}_{UA}=2\% \angle 0$ und $\underline{k}_{UB}=2\% \angle 175^\circ$) hervorgerufenen Kommutierungswinkelabweichungen $\Delta\mu_{Aq}$ infolge unsymmetrischer Ansteuerung mit $\underline{k}_{SB}=0,02 \angle 0$ und Variation von \underline{k}_{SA} auftreten.

Die Kurven im *Bild 6.10* ergeben sich für jedes Ventil q als Summe aus

- der zugehörigen Kurve im *Bild 6.7* und

- der Differenz zwischen dem Funktionswerte $\mu_{Aq}=f(\theta_{UA}=0)$ im *Bild 6.4* (Kap. 6.5.4) und dem mittleren Kommutierungswinkel $\mu_A=8^\circ$.

Für $q=1$ beträgt die allein durch die oben genannten Spannungsunsymmetrien bedingte Änderung $\Delta\mu_{Aq}$ etwa $-0,45^\circ$ wie anhand der Kurve für $k_{SA}=k_{SB}=0$ erkennbar ist (Verschiebung gegenüber $\mu_A=8^\circ$). Die unsymmetrische Ansteuerung im Stromrichter B mit $k_{SB}=0,02 \angle 0$ bewirkt eine konstante Differenz der Funktion $\mu_{Aq}=f(\theta_{SA})$ gegenüber dem Verlauf bei $k_{SA}=k_{SB}=0$. Die Funktion $\mu_{A1}=f(\theta_{SA})$ für $k_{SA}=0$ und $k_{SB}=0,02 \angle 0$ bildet praktisch die Symmetrieachse der Kurven $\mu_{A1}=f(\theta_{SA})$ bei $k_{SA}=0,02$ und $k_{SA}=0,05$.

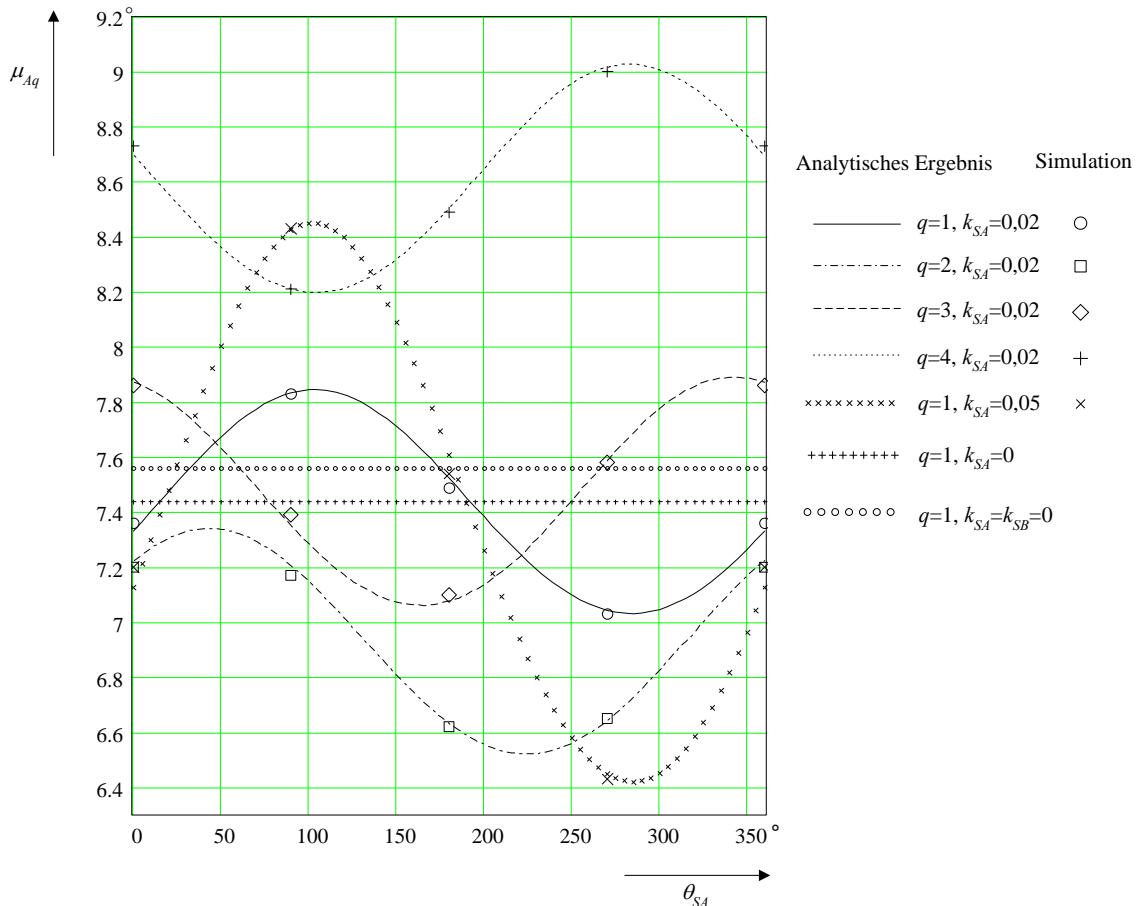


Bild 6.10 Kommutierungswinkel der Ventile 1 bis 4 im Stromrichter A bei unsymmetrischer Ansteuerung und gleichzeitigen Spannungsunsymmetrien als Funktion von θ_{SA} (Parameter entsprechend *Tabelle 5.4*, $k_{SB}=0,02 \angle 0$ wenn nicht anders angegeben)

Die größten Differenzen zwischen den analytischen und den Simulationsergebnissen sind bei $k_{SA}=0,02$ kleiner als $0,05^\circ$ und liegen für $k_{SA}=0,05$ bei weniger als $0,1^\circ$.

Das Beispiel bestätigt die Schlussfolgerungen aus Kap. 6.7.2, insbesondere die lineare Überlagerbarkeit der für Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation separat ermittelten Funktionen.

Bild 6.10 zeigt, dass sich einzelne – durch Spannungsunsymmetrie bereits vergrößerte - Ventilkommutierungswinkel durch die unsymmetrische Zündung gegebenenfalls weiter vergrößern können.

6.8 Ergebnisse

Es wurde ein Verfahren zur analytischen Berechnung der Kommutierungswinkel von Gleich- und Wechselrichter für die in *Tabelle 5.1* (Kap. 5.1) angegebenen Konfigurationen und Bedingungen entwickelt. Die zugehörigen Berechnungsvorschriften gelten für alle Welligkeiten des Zwischenkreisstromes von der Lückgrenze bis zu idealer Glättung. Auf der Basis der gefundenen analytischen Lö-

sungen sind die funktionalen Zusammenhänge zwischen den Kommutierungswinkeln bzw. deren ventilspezifischen Abweichungen und verschiedenen Parametern des Systems analysiert worden.

Nachfolgend werden die wichtigsten Ergebnisse genannt:

1. Für die Berechnung der Kommutierungswinkel μ_q aller Ventile q unter symmetrischen Verhältnissen sowie bei Spannungsunsymmetrie und/oder Ansteuermodifikation (entsprechend Kap. 4.4.1) kann das im *Bild 6.11* abgebildete Berechnungsschema unter Nutzung der in den Kap. 6.3.2, 6.4.2, 6.5.2 und 6.6.2 angegebenen Lösungskonzepte bzw. -gleichungen angewendet werden. Dieses Schema basiert auf der festgestellten linearen Überlagerbarkeit der funktionalen Abhängigkeiten und Zusammenhänge. Die Größe der Spannungsunsymmetrien sollte 2% ($k_U \leq 2\%$) nicht wesentlich übersteigen. Die zulässigen Abweichungen von der Äquidistanz der Zündung entsprechen den in Kap. 4.4.1 genannten Bedingungen für die Steuerungsunsymmetrie. Die funktionalen Abhängigkeiten und Zusammenhänge werden für $k_S \leq 0,02$ recht genau erfasst. Die für $0,02 < k_S \leq 0,05$ zu erwartende etwas geringere Genauigkeit sollte jedoch für die meisten Anwendungen ausreichend sein.

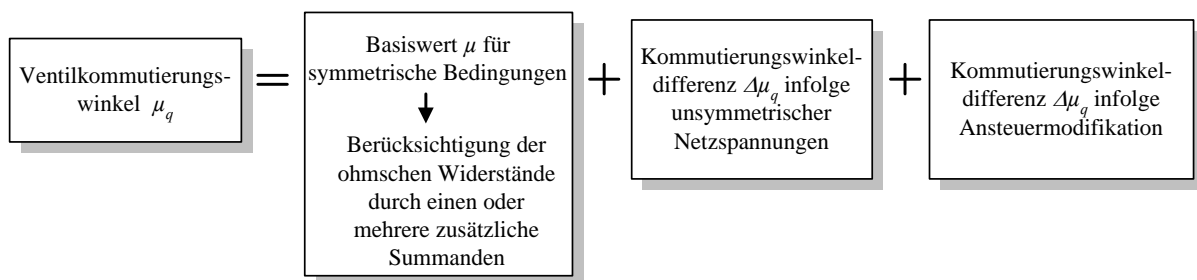


Bild 6.11 Berechnungsschema zur Ermittlung der Ventilkommutierungswinkel μ_q

2. Die Betrachtungen zeigen, dass die konventionelle Berechnungsmethode (Gl. (2.1)) nur anwendbar ist, wenn symmetrische Netzspannungen, äquidistante Zündung der Ventile sowie ideal geglätteter Strom im Zwischenkreis vorausgesetzt werden können.
3. Die Abweichungen zwischen den mit Gl. (2.1) berechneten und den tatsächlichen Kommutierungswinkeln sind *tendenziell* umso größer,
 - je kleiner die Verhältnisse X_Y/X_{AK} und X_Y/X_{BK} sind,
 - je stärker sich X_{AK}/X_{BK} von 1 unterscheidet,
 - je stärker sich $u_{(l)}$ von 1 unterscheidet,
 - je größer der Unterschied zwischen $\cos \alpha_A$ und $\cos \alpha_B$ ist,
 - je größer die Netzspannungsunsymmetrien auf beiden Seiten sind und
 - je größer die Ansteuermodifikation (Steuerungsunsymmetrie im Sinne von Kap. 4.4.1) ist.
4. Ist die Voraussetzbarkeit (nahezu) idealer Glättung des Zwischenkreisstromes *nicht* gegeben, dann sollte die in dieser Arbeit vorgestellte Berechnungsmethode unter Beachtung der Überlappungsformen der Kommutierungsintervalle (*Bild 3.3*) angewendet werden. Diese berücksichtigt die Kopplung beider Stromrichter über den Zwischenkreis.
5. Kann (nahezu) ideale Glättung des Zwischenkreisstromes angenommen werden, dann können die bei unsymmetrischen Netzspannungen und/oder Ansteuermodifikationen auftretenden unterschiedlichen Ventilkommutierungswinkel auch mit den in [44] und [64] angegebenen Gleichungen (Modifizierung von Gl. (2.1)) berechnet werden.
6. Die Einflüsse der Spannungsunsymmetrien in beiden Netzen auf die Kommutierungswinkeldifferenzen $\Delta\mu_{Aq}$ und $\Delta\mu_{B(q+p)}$ (Abweichungen der Ventil- zum mittleren Kommutierungswinkel) können mit Hilfe der komplexen Spannungsunsymmetriefaktoren k_{UA} und k_{UB} durch lineare bzw. trigonometrische Funktionen beschrieben, klar voneinander getrennt und linear überlagert werden.

7. In analoger Weise kann die Abhängigkeit der Kommutierungswinkeldifferenzen $\Delta\mu_{Aq}$ und $\Delta\mu_{B(q+p)}$ von Art und Größe der Ansteuermodifikationen in beiden Stromrichtern mittels linearer bzw. trigonometrischer Funktionen durch Verwendung der komplexen Steuerungsunsymmetriefaktoren \underline{k}_{SA} und \underline{k}_{SB} dargestellt werden.
8. Es gibt zahlreiche Analogien und einzelne Korrelationen der funktionalen Beziehungen zu den in Kap. 5 betrachteten diskreten Werten des Zwischenkreisstromes zu den Zündzeitpunkten der Ventile.
9. Der Vergleich der für Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation berechneten Werte zeigt, dass bei gleichen Beträgen von \underline{k}_U und \underline{k}_S die ermittelten Kommutierungswinkelabweichungen in gleicher Größenordnung auftreten.

Hinsichtlich der in dieser Arbeit vorgestellten Methode zur Berechnung der Kommutierungswinkel sei noch auf Folgendes hingewiesen:

Aufgrund der komplexen Zusammenhänge weisen die analytischen Gleichungen zur Berechnung der Kommutierungswinkel und ventilspezifischen Abweichungen von den Mittelwerten einen größeren Umfang auf, als es die konventionelle Methode zur Berechnung der (mittleren) Kommutierungswinkel erfordert. Unter Berücksichtigung der schon heute verfügbaren Rechenleistungen und der mit den neuen Gleichungen erreichbaren Genauigkeit erscheint der erhöhte Rechenaufwand zumindest für bestimmte Anwendungen jedoch gerechtfertigt.

Generell gilt, dass die Genauigkeit der für die Berechnung der nichtcharakteristischen Harmonischen verwendeten Kommutierungswinkel nicht höher sein muss, als jene, welche bei der Linearisierung der Schaltfunktionen (Kap. 4.1) erreichbar ist. Allerdings ist zu berücksichtigen, dass Näherungen bzw. Vereinfachungen der Gleichungen

- für den allgemeinen Fall wegen der starken Nichtlinearitäten der zyklometrischen Funktionen nicht möglich sind,
- jedoch für Spezialfälle - wie zum Beispiel bestimmte Impedanzkonstellationen - abgeleitet werden können.

Für die *technische Realisierung* einer Ansteuermodifikation ist Folgendes zu berücksichtigen:

In jenen Fällen mit unsymmetrischer Spannung und gleichzeitig vorgenommener Ansteuermodifikation, in denen im Wechselrichterbetrieb die Löschwinkelreserve gering ist, sollten vor Änderungen des Arbeitspunktes oder von Systembedingungen die zu erwartenden Ventilkommutierungswinkel berechnet werden. Falls dies mehr Zeit erfordert, als für diese Änderungen zur Verfügung steht, empfiehlt es sich, bis dahin die Steuerungsunsymmetrie zu reduzieren, um Kommutierungsfehler zu vermeiden.

7 Vertiefende Betrachtung der nichtcharakteristischen Harmonischen auf der Gleichstromseite

7.1 Vorbemerkungen

Nachfolgend werden die aus den Gleichungen in den Kap. 4.3 und 4.4 hervorgehenden funktionalen Beziehungen zwischen der größten nichtcharakteristischen Harmonischen bzw. deren Komponenten und den Spannungs- bzw. Steuerungsunsymmetriefaktoren \underline{k}_U und \underline{k}_S veranschaulicht. Die auf den Stromrichter A fokussierte Betrachtung erfolgt mit dem Ziel, die grundlegenden Zusammenhänge zwischen den von *einem* Stromrichter generierten Harmonischen sowie deren Komponenten und den Spannungsunsymmetrien in den Netzen A und B offenzulegen.

Die hier betrachteten Beispiele zeigen

- (1) den Einfluss der Genauigkeit der Kommutierungswinkel auf die Ergebnisse der analytischen Berechnung (entsprechend den Schlussfolgerungen aus Kap. 4.3.5 und 4.4.7),
- (2) die Größenverhältnisse zwischen den Komponenten 1 und 2 der Stromzeiger sowie
- (3) die Größen und Größenverhältnisse der wichtigsten niederfrequenten nichtcharakteristischen Harmonischen.

Darüber hinaus erfolgt eine Verifikation des Rechenverfahrens nach Kap. 4.3 und 4.4.

Um den Einfluss der Genauigkeit der Kommutierungswinkel auf die Ergebnisse zu zeigen, wurden die Harmonischen entsprechend *Tabelle 7.1* unter Verwendung unterschiedlich berechneter Kommutierungswinkel ermittelt.

Tabelle 7.1 Basis für die analytische Berechnung der harmonischen Zeiger

	Modell 1	Modell 2
Komponenten	2 Zeiger nach <i>Tabelle 4.2</i> (Kap. 4.3.1) bzw. <i>Tabelle 4.4</i> (Kap. 4.4.3)	
Kommutierungswinkel	mit Berücksichtigung der Welligkeit des Gleichstromes (nach Kap. 6)	basierend auf ideal geglättetem Gleichstrom (asymptotische Werte im <i>Bild 6.6</i> und im <i>Bild 6.9</i>)

7.2 Unsymmetrische Netzspannungen

Nach der in Kap. 4.3.1 erläuterten Betrachtungsweise erzeugt jeder der Stromrichter A und B bei Netzspannungsunsymmetrien in einem oder beiden Netzen 2 Komponentenzeiger der entsprechenden nichtcharakteristischen Harmonischen. Die vektorielle Addition der beiden Komponentenzeiger eines Stromrichters ergibt den von diesem Stromrichter erzeugten Anteil (Teilzeiger) des im Zwischenkreis letztlich messbaren Gesamtzeigers der nichtcharakteristischen Stromharmonischen mit der Ordnung h . Dieser Gesamtzeiger folgt aus der vektoriellen Addition der Teilzeiger von Stromrichter A und B. *Tabelle 7.2* veranschaulicht diesen Zusammenhang und die hier verwendete Terminologie.

Tabelle 7.2 Teilzeiger und Komponenten des im Zwischenkreis messbaren Gesamtzeigers der h -ten Stromharmonischen

Gesamtzeiger \underline{I}_{dUh}			
Teilzeiger \underline{I}_{AdUh} (Anteil Stromrichter A)		Teilzeiger \underline{I}_{BdUh} (Anteil Stromrichter B)	
Komponente 1 \underline{I}_{A1dUh} (Kap. 4.3.2)	Komponente 2 \underline{I}_{A2dUh} (Kap. 4.3.3)	Komponente 1 \underline{I}_{B1dUh} (Kap. 4.3.2)	Komponente 2 \underline{I}_{B2dUh} (Kap. 4.3.3)

Nachfolgend wird das in Kap. 4.3.4 verwendete Berechnungsbeispiel mit den in *Tabelle 4.3* angegebenen Parametern wieder aufgegriffen und es wird die Zusammensetzung und das funktionale Verhalten der harmonischen Zeiger analysiert. Die Spannungsunsymmetrie im Netz A wird nun in den Be-

reichen $k_{UA}=0\dots5\%$ und $\theta_{UA}=0\dots360^\circ$ variiert, währenddessen die Spannungsunsymmetrie im Netz B den konstanten Wert $k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$ beibehält.

Bild 7.1 und *Bild 7.2* zeigen die *Effektivwerte* I_{dU_h} der Gesamtzeiger sowie der Teilzeiger und Komponenten (Stromrichter A) der 2. Stromharmonischen über k_{UA} bzw. θ_{UA} . Die 2. Harmonische ist – wie aus *Tabelle 4.1* (Kap. 4.1) und *Bild 4.1* (Kap. 4.3.4) hervorgeht – die größte durch Spannungsunsymmetrie bedingte Harmonische im Zwischenkreis. Dargestellt sind die - auf I_d bezogenen - Funktionen für:

- den Gesamtzeiger aus der *analytischen Berechnung nach Modell 1*,
- den Gesamtzeiger aus der *analytischen Berechnung nach Modell 2*,
- den Gesamtzeiger aus der *Simulation*,
- die von den Stromrichtern A und B jeweils erzeugten Teilzeiger (berechnet nach Modell 1),
- die *Komponenten 1 und 2* des vom Stromrichter A erzeugten Teilzeigers (berechnet nach Modell 1).
- Darüber hinaus sind zum Vergleich die Funktionen der vom Stromrichter A verursachten Teilzeiger der 10. und 12. Stromharmonischen dargestellt.

Die in diesem Beispiel im Netz B angenommene Netzspannungsunsymmetrie verursacht wegen der von ihr hervorgerufenen zusätzlichen Stromwelligkeit im Stromrichter A auch bei $k_{UA}=0$ Abweichungen der Ventil-Kommutierungswinkel untereinander. Deshalb beginnen in *Bild 7.1* die Kurven der vom Stromrichter A ausgehenden Komponente 2 und des Gesamtzeigers der 2. Harmonischen nicht im Koordinatenursprung. Stromrichter A würde somit wegen $k_{UB}>0$ auch bei symmetrischer Netzspannung im Netz A eine 2. Stromharmonische - allerdings mit geringer Amplitude - hervorrufen.

Die Kurve des vom Stromrichter B erzeugten Teilzeigers der 2. Stromharmonischen ist aufgrund der Dominanz von Komponente 1 und deren Unabhängigkeit von der Netzspannungsunsymmetrie im Netz A nahezu unabhängig von k_{UA} (*Bild 7.1*). Dies gilt mit geringen Einschränkungen auch für die Abhängigkeit von θ_{UA} (*Bild 7.2*).

Analog zu den Effektivwerten I_{dU2} in *Bild 7.1* und in *Bild 7.2* werden in *Bild 7.3* sowie in *Bild 7.4* die *Phasenwinkel* φ_{dU2} der Gesamtzeiger sowie der Teilzeiger und Komponenten (Stromrichter A) der 2. Stromharmonischen als Funktionen von θ_{UA} bzw. k_{UA} dargestellt. Die An- und Zuordnung der Kurven ist konsistent zu *Bild 7.1* und *Bild 7.2*. Es wird nun jedoch im Interesse der Übersichtlichkeit auf den Vergleich mit den anderen Harmonischen verzichtet.

Die in *Bild 7.2* sichtbare *deutliche Abhängigkeit des Effektivwertes der 2. Stromharmonischen* (Gesamtzeiger) von θ_{UA} entsteht im Wesentlichen erst nach der vektoriellen Addition der beiden von den Stromrichtern A und B generierten Teilzeiger dieser Harmonischen. Die *Beträge der Teilzeiger* selbst lassen nur eine geringe Abhängigkeit von θ_{UA} erkennen.

Wie *Bild 7.3* zeigt, wechseln mit θ_{UA} jedoch die Phasenbeziehungen zwischen diesen beiden Teilzeigern, da der *Phasenwinkel* φ_{AdU2} des Teilzeigers I_{AdU2} eine weitgehend lineare Funktion von θ_{UA} ist, während der *Phasenwinkel* φ_{BdU2} des Teilzeigers I_{BdU2} weitgehend unabhängig von θ_{UA} ist. Der stetige Verlauf der Funktion $\varphi_{dU2} = f(\theta_{UA})$ (Phasenwinkel des Gesamtzeigers) kann jedoch, wie *Bild 7.3* zeigt, aufgrund eines Vorzeichenwechsels in jenem Punkt unterbrochen werden, in dem sich die von den Stromrichtern A und B generierten Teilzeiger auslöschen. Da im Punkt der Auslöschung der Betrag des resultierenden Gesamtzeigers Null ist, ist der Phasenwinkel in diesem Punkt unbestimmt.

In diesem Beispiel ist zu erkennen, dass sich die wegen der Netzspannungsunsymmetrien von den Stromrichtern A und B erzeugten Teilzeiger der 2. Stromharmonischen bei ungefähr $\theta_{UA}=345^\circ$ arithmetisch addieren, während eine Auslöschung im Bereich um $\theta_{UA}=165^\circ$ zu erwarten ist (*Bild 7.2*).

Die für Modell 2 ermittelten Ventilkommutierungswinkel μ_q weisen in diesem Beispiel infolge der Vernachlässigung der Welligkeit des Zwischenkreisstromes Fehler auf, welche den Differenzen der Werte für $\Delta\mu_q$ bei $X_Y/X_{AK} \rightarrow \infty$ gegenüber den Werten bei $X_Y/X_{AK} \approx 14$ entsprechen (*Bild 6.6* in Kap. 6.5.4 für $\theta_{UA}=0$). Diese Fehler bei der Ermittlung von $\Delta\mu_q$ beeinträchtigen das Ergebnis der Komponente 2. Im Interesse besserer Übersichtlichkeit wurde auf eine separate Darstellung der nach Modell 2 berechneten Komponenten 1 und 2 verzichtet.

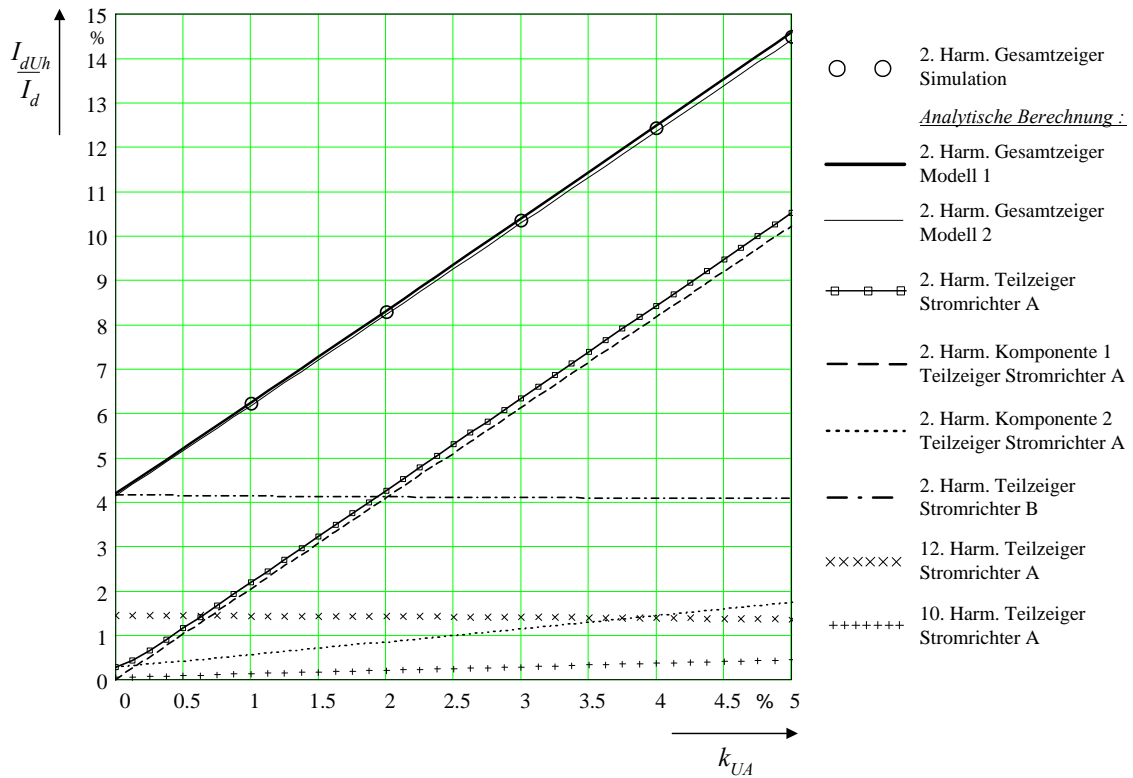


Bild 7.1 Bezogene Effektivwerte der Gesamtzeiger sowie ausgewählter Teilzeiger und Komponenten der 2., 10. und 12. Stromharmonischen in Abhängigkeit von k_{UA} ($\theta_{UA}=0$; $k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$)

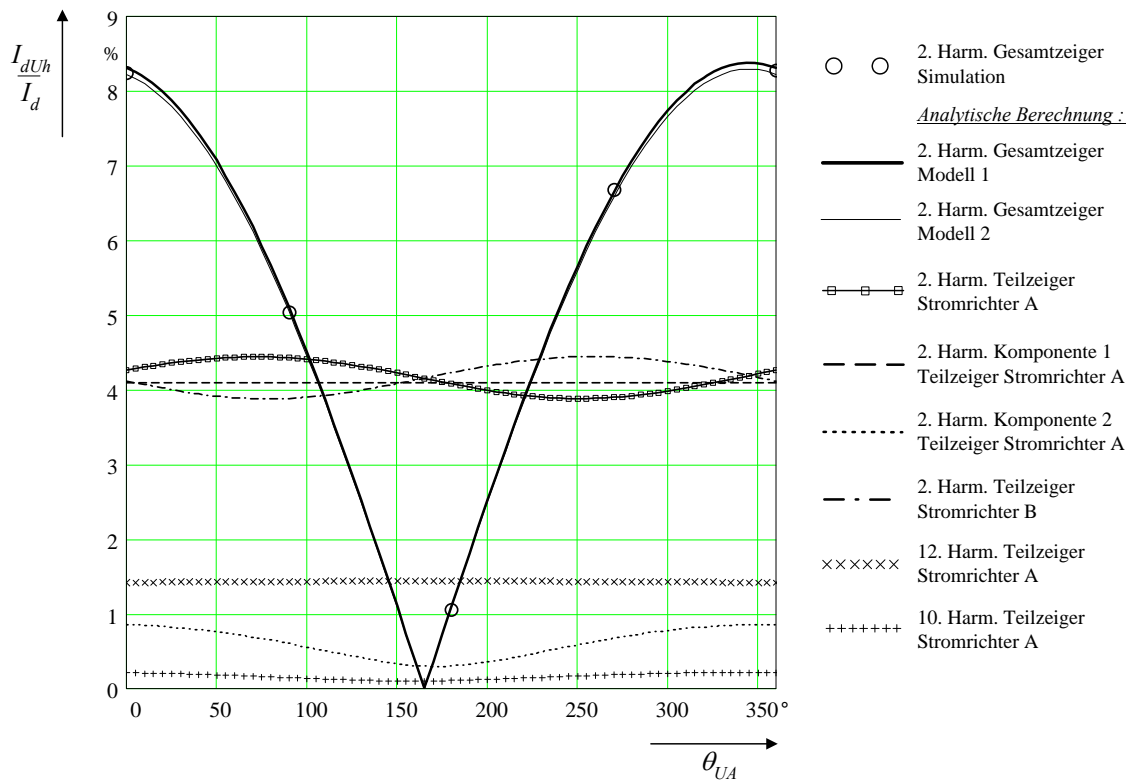


Bild 7.2 Bezogene Effektivwerte der Gesamtzeiger sowie ausgewählter Teilzeiger und Komponenten der 2., 10. und 12. Stromharmonischen in Abhängigkeit von θ_{UA} ($k_{UA}=2\%$; $k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$)

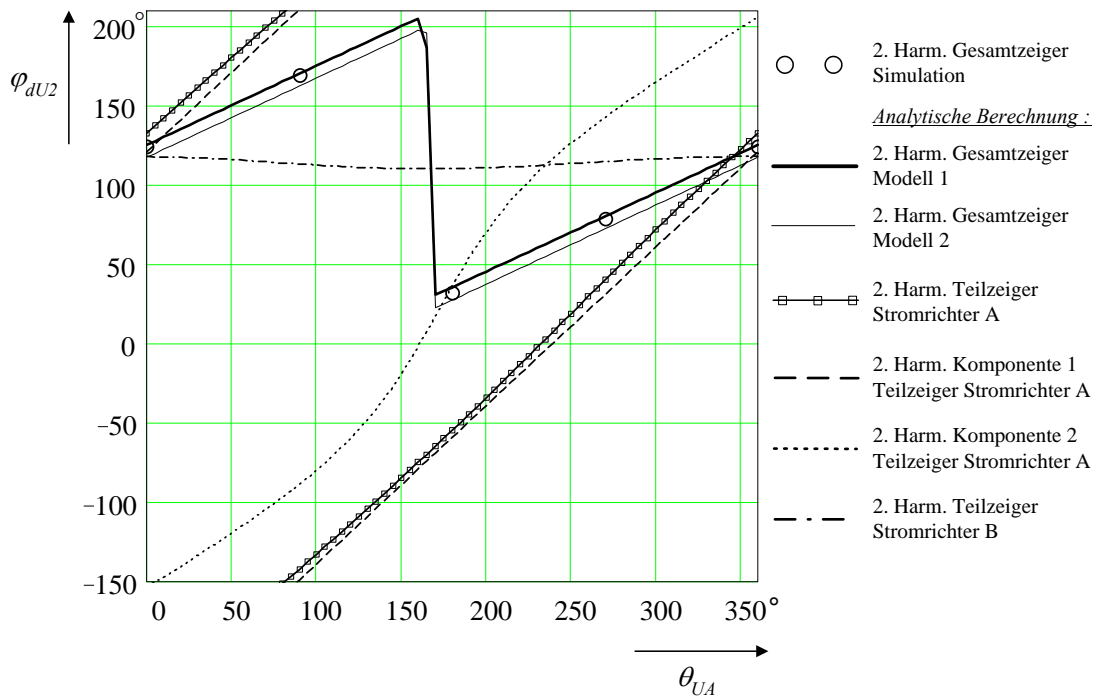


Bild 7.3 Phasenwinkel der Gesamt- und Teilzeiger sowie ausgewählter Komponenten der 2. Stromharmonischen in Abhängigkeit von θ_{UA} ($k_{UA}=2\%$; $k_{UB}=2\%$ $\angle 175^\circ$)

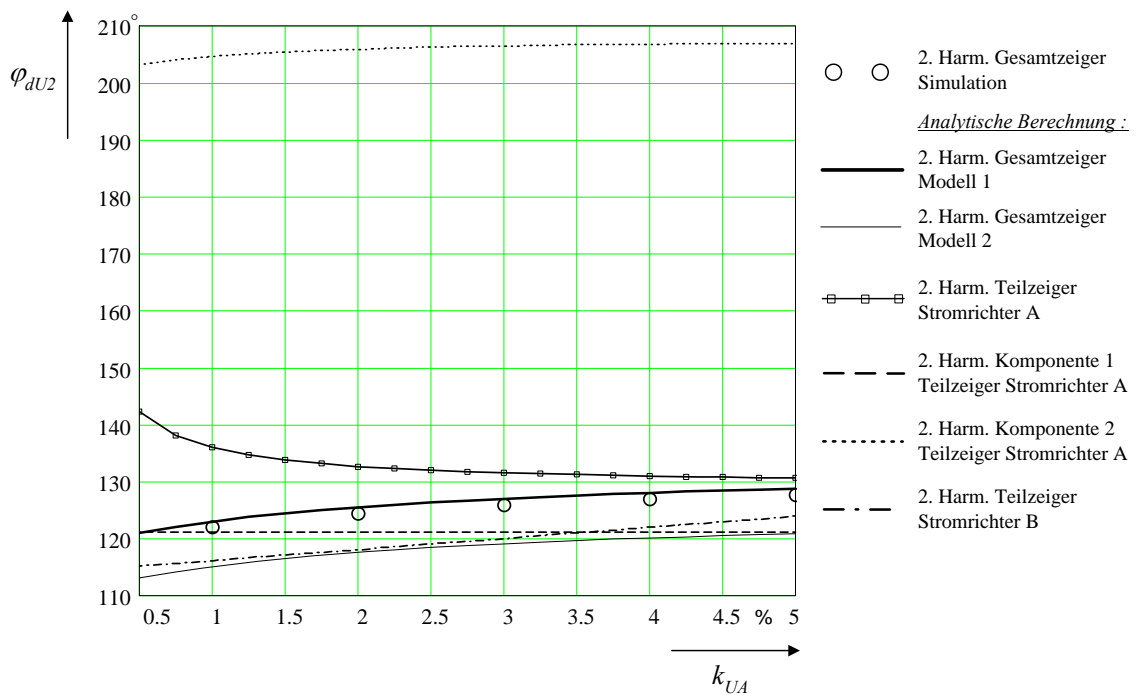


Bild 7.4 Phasenwinkel der Gesamt- und Teilzeiger sowie ausgewählter Komponenten der 2. Stromharmonischen in Abhängigkeit von k_{UA} ($\theta_{UA}=0$; $k_{UB}=2\%$ $\angle 175^\circ$)

Bei der 2. Harmonischen ist die Komponente 2 gegenüber Komponente 1 deutlich kleiner. Bei Beschränkung der Betrachtung auf die *Effektivwerte* könnte deshalb in diesem Fall auf die Variante mit dem geringeren Rechenaufwand (Modell 2) zurückgegriffen werden (Bild 7.1, Bild 7.2).

Diese Vereinfachung sollte jedoch nicht angewendet werden, wenn

- die Phasenwinkel der gleichstromseitigen Harmonischen bestimmt werden müssen oder
- Harmonische höherer Ordnungszahl zu betrachten sind.

Die Differenzen zwischen den analytisch berechneten Phasenwinkeln und den entsprechenden Simulationsergebnissen betragen im *Bild 7.3* und im *Bild 7.4*

- für Modell 2 zwischen 6° und 8° ,
- für Modell 1 in fast allen Fällen nur etwa 1° .

Bei der nun folgenden Betrachtung der Differenzvektoren (Kap. 3.11.3) wird deutlich, dass die oben genannten unterschiedlichen Phasenwinkeldifferenzen unterschiedliche Genauigkeiten des berechneten Gesamtzeigers der 2. Stromharmonischen zur Folge haben (*Bild 7.5*). Dafür wird das schon dem *Bild 4.2* (Kap. 4.3.4) zugrunde liegende Beispiel genutzt, welches den Konfigurationen mit $k_{UA}=2\%$ und $\theta_{UA}=0/90^\circ/180^\circ/270^\circ$ im *Bild 7.1-Bild 7.4* entspricht. Gleichzeitig werden einige nichtcharakteristische Harmonische höherer Ordnungszahl betrachtet. *Bild 7.5* zeigt – im Unterschied zu *Bild 4.2* – in beiden untersuchten Fällen die vektorielle Summe der Komponentenzeiger 1 und 2 – diese jedoch einmal auf der Basis von Modell 1 und einmal auf der Basis von Modell 2 berechnet. Entsprechend Kap. 4.3.4 und *Tabelle 7.1* entspricht das Ergebnis für Modell 2 im *Bild 7.5* dem Ergebnis für die vektorielle Summe der Komponenten 1 und 2 im *Bild 4.2*.

Die Differenzvektoren im *Bild 7.5* zeigen, dass der höhere mathematische Aufwand der Berechnung nach Modell 1 gegenüber der vereinfachten Herangehensweise nach Modell 2 bei relativ schwacher Glättung berechtigt ist. Die in einigen Fällen sichtbaren etwas größeren Beträge der Differenzvektoren bei Modell 1 sind darauf zurückzuführen, dass in diesen Fällen die Absolutwerte der Harmonischen sehr klein und somit naturgemäß die relativen Fehler eher groß sind. Die für die 10. und 14. Harmonische mit Modell 2 erzielte sehr gute Genauigkeit ist dadurch bedingt, dass sich bestimmte Ungenauigkeiten in diesem Beispiel kompensieren.

Weitere Zusammenhänge werden in Kap. 7.5 genannt.

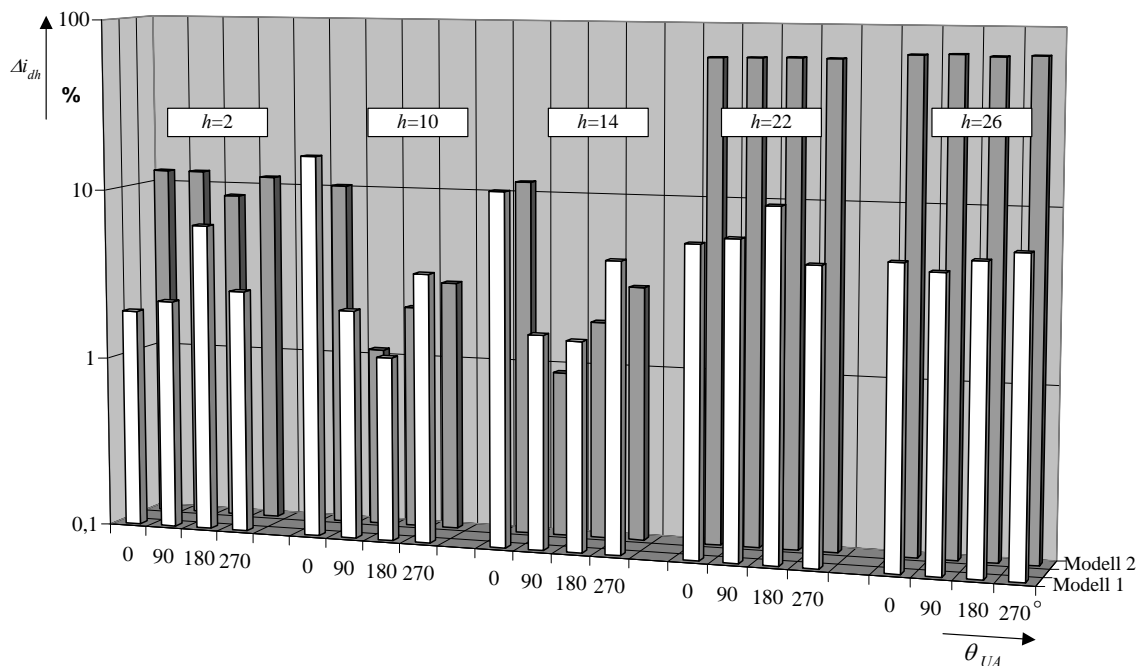


Bild 7.5 Größen der bezogenen Differenzvektoren Δi_{dh} der niederfrequenten nichtcharakteristischen Harmonischen der Ordnung h nach Kap. 3.11.3 für $k_{UA}=2\% \angle \theta_{UA}$, $k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$ bei Berechnung der Gesamtzeiger nach Modell 1 und nach Modell 2 (*Tabelle 7.1*)

7.3 Ansteuermodifikation

Gemäß Kap. 4.4.3 kann für die durch Ansteuermodifikation bedingten Stromzeiger der nichtcharakteristischen Harmonischen im Grundsatz die gleiche Betrachtungsweise angewendet werden wie bei jenen durch Netzspannungsunsymmetrien bedingten Harmonischen. *Tabelle 7.2* (Kap. 7.2) ist daher übertragbar auf den Gesamtzeiger I_{dSh} einer durch die unsymmetrische Ansteuerung generierten nichtcharakteristischen Harmonischen der Ordnung h , dessen Teilzeiger I_{AdSh} und I_{BdSh} sowie deren Komponenten I_{A1dSh} , I_{A2dSh} bzw. I_{B1dSh} und I_{B2dSh} .

Für die nachfolgende Betrachtung dieser Zeiger und Komponenten sowie von deren funktionalen Abhängigkeiten wird wieder das in Kap. 4.4.6 verwendete Berechnungsbeispiel mit den dort angegebenen Parameterbereichen für k_{SA} und θ_{SA} herangezogen.

Bild 7.6, *Bild 7.7* sowie *Bild 7.8* zeigen die Effektivwerte I_{dSh} der in Kap. 7.2, Absätze (a)-(f), genannten Gesamtzeiger, Teilzeiger und Komponenten (Stromrichter A) der 2. Stromharmonischen über k_{SA} bzw. θ_{SA} . Diese Stromharmonische ist gemäß Kap. 4.1 sowie *Bild 4.3* die größte Harmonische, welche bei der hier betrachteten Ansteuermodifikation auftritt. Die Darstellungen im *Bild 7.6-Bild 7.8* enthalten - analog zu *Bild 7.1* und *Bild 7.2* - auch die vom Stromrichter A verursachten Teilzeiger der 10. und 12. Stromharmonischen. Im Unterschied zu Kap. 7.2 wird die funktionale Abhängigkeit $I_{dSh}/I_d=f(\theta_{SA})$ für 2 verschiedene k_S ($k_S=0,02$ mit $\Delta\alpha_q\leq 1,15^\circ$ und $k_S=0,05$ mit $\Delta\alpha_q\leq 2,86^\circ$) dargestellt.

Die in diesem Berechnungsbeispiel vorgenommene unsymmetrische Ansteuerung der Ventile im Stromrichter B verursacht auch bei $k_{SA}=0$ – das heißt bei äquidistanter (symmetrischer) Zündung im Stromrichter A - Differenzen $\Delta\mu_{Aq}$ der Ventilkommutierungswinkel im Stromrichter A. Deshalb beginnen im *Bild 7.6* die Kurven des Gesamtzeigers sowie von Komponente 2 der vom Stromrichter A hervorgerufenen nichtcharakteristischen Harmonischen nicht im Koordinatenursprung. Die betreffenden Funktionen sind aus diesem Grund für kleine k_{SA} nicht linear. Komponente 1 ist dagegen nach Gl. (4.5) und (4.6) unabhängig von $\Delta\mu_{Aq}$ und k_{SB} . Die entsprechende Funktion beginnt dementsprechend bei $k_{SA}=0$ im Koordinatenursprung.

Übertragen auf die Gegenseite bedeutet dies folglich, dass der vom Stromrichter B erzeugte Teilzeiger der 2. Stromharmonischen nur eine geringe Abhängigkeit von k_{SA} und θ_{SA} zeigt.

Die im *Bild 7.7* und *Bild 7.8* erkennbare Abhängigkeit des Gesamtzeigers der 2. Stromharmonischen von θ_{SA} entsteht im Wesentlichen erst nach Addition der von den Stromrichtern A und B erzeugten Teilzeiger. Die Abbildungen zeigen, dass aufgrund der Kopplung über den Zwischenkreis Verstärkungs- und Abschwächungseffekte in Abhängigkeit von den Phasenbeziehungen der Teilzeiger auftreten.

Analog zu den Effektivwerten I_{dSh} im *Bild 7.6-Bild 7.8* werden im *Bild 7.9* und *Bild 7.10* die Phasenwinkel φ_{dS2} der Gesamtzeiger sowie der Teilzeiger und Komponenten der 2. Stromharmonischen als Funktionen von θ_{SA} bzw. k_{SA} dargestellt.

Im Sinne einer Fokussierung der Betrachtung auf die größte nichtcharakteristische Harmonische wurde im *Bild 7.9* sowie im *Bild 7.10* auf die Darstellung der Kurven für die Phasenwinkel der 10. und 12. Stromharmonischen verzichtet.

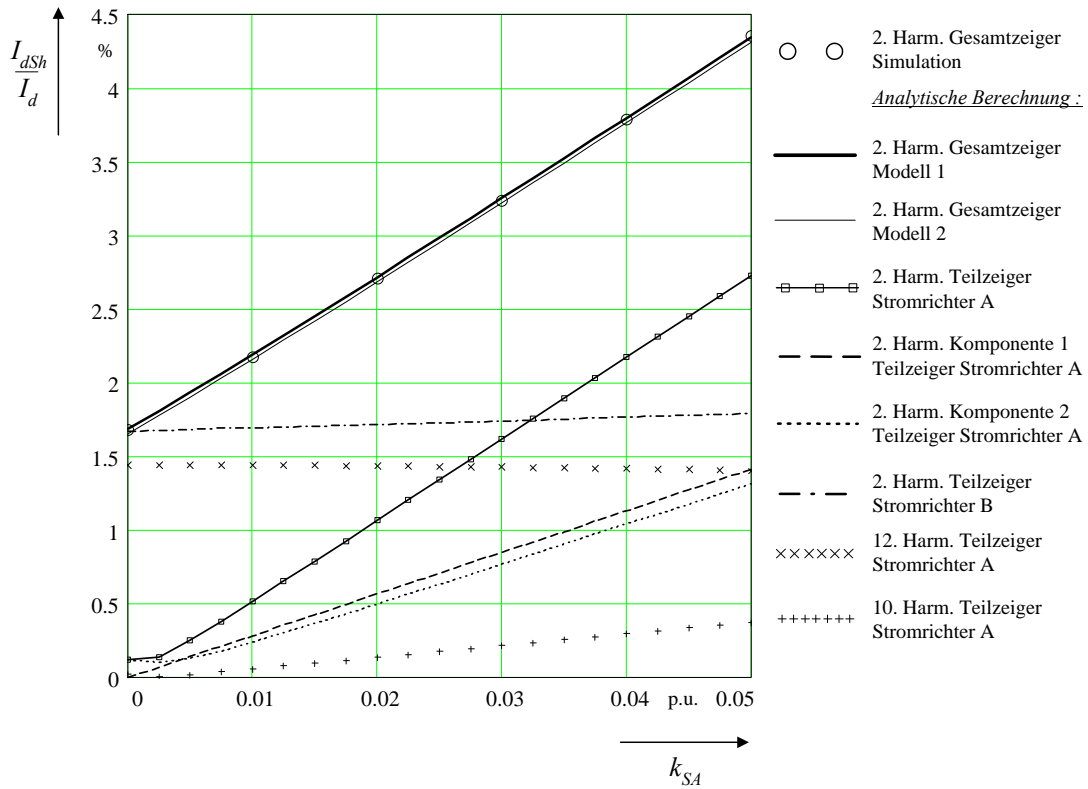


Bild 7.6 Bezogene Effektivwerte der Gesamtzeiger sowie ausgewählter Teilzeiger und Komponenten der 2., 10. und 12. Stromharmonischen in Abhängigkeit von k_{SA} ($\theta_{SA}=0$; $k_{SB}=0,02 \angle 0$)

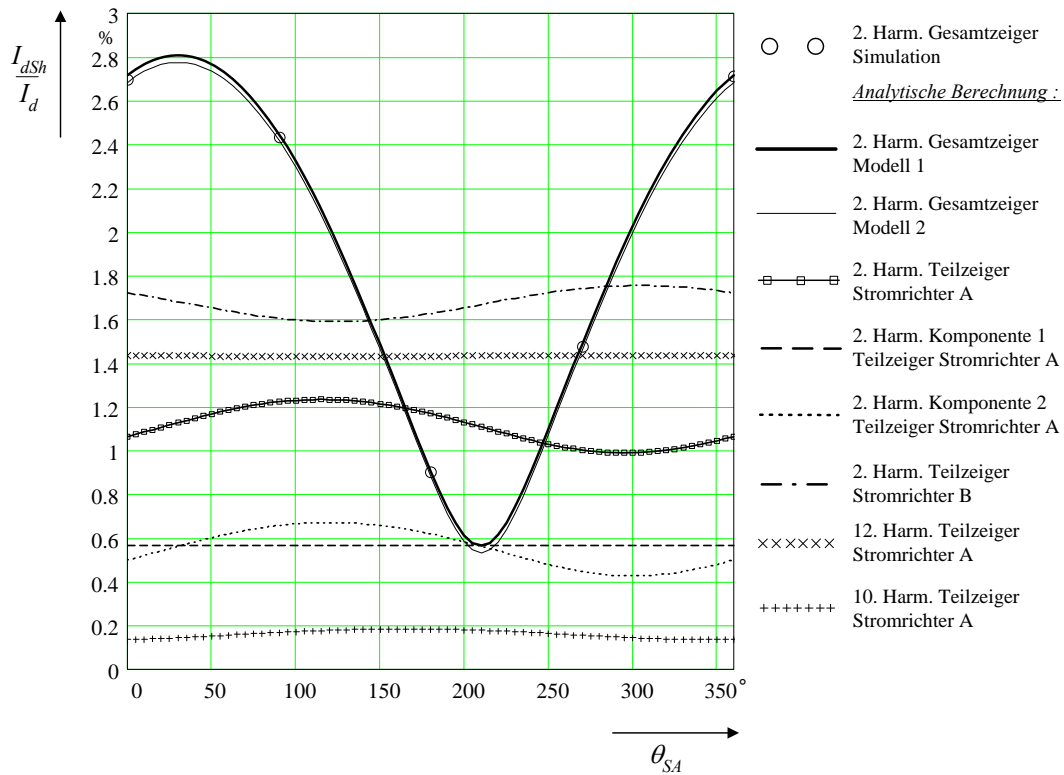


Bild 7.7 Bezogene Effektivwerte der Gesamtzeiger sowie ausgewählter Teilzeiger und Komponenten der 2., 10. und 12. Stromharmonischen in Abhängigkeit von θ_{SA} ($k_{SA}=0,02$; $k_{SB}=0,02 \angle 0$)

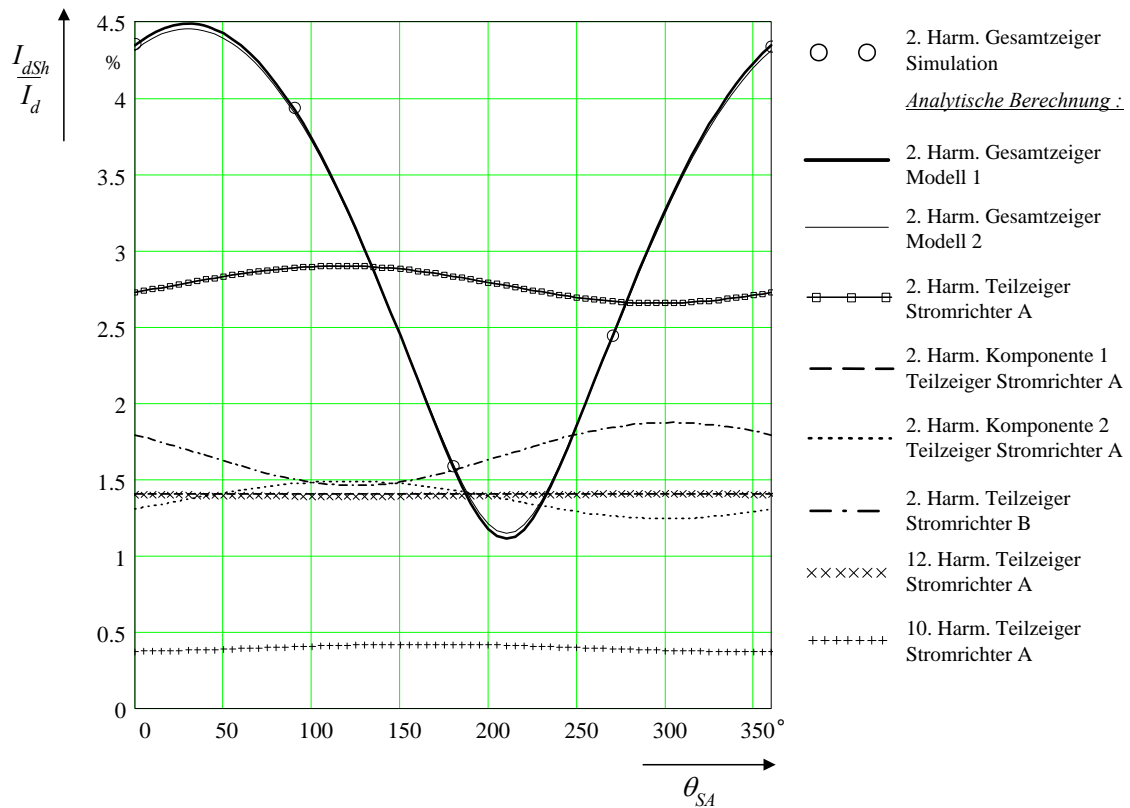


Bild 7.8 Bezogene Effektivwerte der Gesamtzeiger sowie ausgewählter Teilzeiger und Komponenten der 2., 10. und 12. Stromharmonischen in Abhängigkeit von θ_{SA} ($k_{SA}=0,05$; $k_{SB}=0,02 \angle 0$)

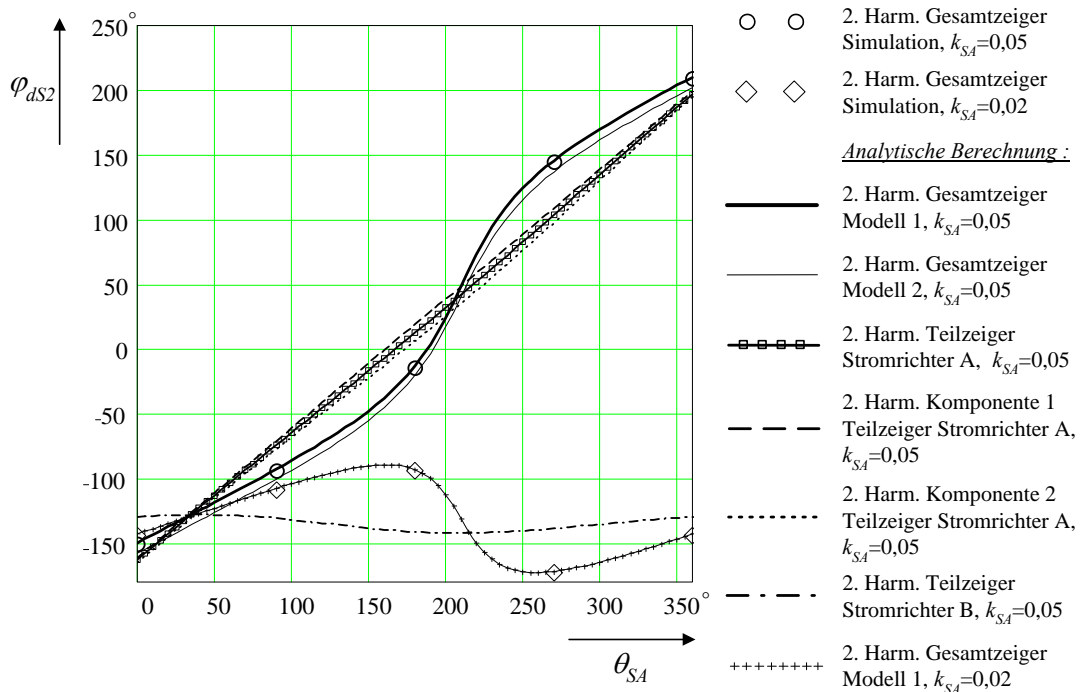


Bild 7.9 Phasenwinkel der Gesamt- und Teilzeiger sowie ausgewählter Komponenten der 2. Stromharmonischen in Abhängigkeit von θ_{SA} ($k_{SA}=0,02$ und $k_{SA}=0,05$; $k_{SB}=0,02 \angle 0$)

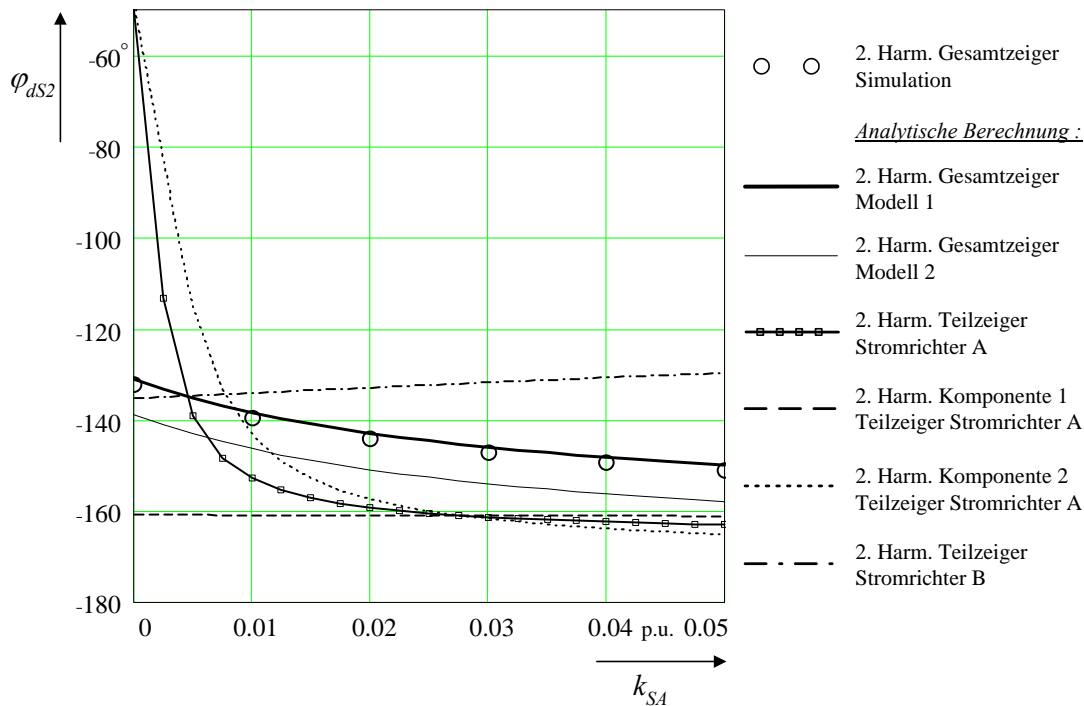


Bild 7.10 Phasenwinkel der Gesamt- und Teilzeiger sowie ausgewählter Komponenten der 2. Stromharmonischen in Abhängigkeit von k_{SA} ($\theta_{SA}=0^\circ$; $k_{SB}=0,02 \angle 0$)

Je größer k_{SA} gegenüber k_{SB} wird, desto geringer ist der Einfluss von k_{SB} auf den Effektivwert und auf den Phasenwinkel des Gesamtzeigers der jeweiligen nichtcharakteristischen Stromharmonischen. Im Bild 7.10 ist dies für φ_{dS2} erkennbar an der Annäherung der Kurven des Gesamtzeigers an den vom Stromrichter A generierten Teilzeiger.

Während bei der Spannungsunsymmetrie (Kap. 7.2) die Komponente 1 jedes Teilzeigers deutlich größer ist als die Komponente 2, sind beide Komponenten bei Ansteuermodifikation ungefähr gleich groß (Bild 7.6-Bild 7.8). Da für die Genauigkeit von Komponente 2 möglichst genau berechnete Ventilkommutierungswinkel maßgebend sind, wäre zu erwarten, dass in diesem Beispiel mit geringer Glättung des Zwischenkreisstromes relativ große Differenzen zwischen den nach Modell 2 (Tabelle 7.1) und den nach Modell 1 berechneten bzw. aus der Simulation resultierenden Gesamtzeigern auftreten. Es zeigt sich im Bild 7.6-Bild 7.10 jedoch, dass im Vergleich zu den Ergebnissen bei Spannungsunsymmetrie (Kap. 7.2) keine wesentlich größeren Differenzen auftreten. Erklärt werden kann dieser Effekt bei diesem Beispiel damit, dass der mit der Vernachlässigung der Welligkeit verbundene Fehler bei der Berechnung der Ventilkommutierungswinkel (Bild 6.9) hier kleiner ist, als bei Spannungsunsymmetrie (Bild 6.6).

Wie im Folgenden zu sehen ist, nimmt die Abbildungsgenauigkeit des Verfahrens nach Modell 2 gegenüber Modell 1 mit zunehmender Ordnungszahl tendenziell ab.

Um die Genauigkeit der analytischen Berechnungen nach Modell 1 und Modell 2 zu vergleichen, werden nun – analog zu Kap. 7.2 – wieder die Differenzvektoren (Kap. 3.11.3) für die größten durch die Ansteuermodifikation erzeugten nichtcharakteristischen Harmonischen betrachtet.

Während Bild 4.4 die Folgen der Vernachlässigung der Komponente 2 demonstriert, zeigt Bild 7.11 in allen Fällen die vektorielle Summe der Komponentenzeiger 1 und 2. Diese wurden einmal auf der Basis von Modell 1 und einmal auf der Basis von Modell 2 berechnet. Entsprechend Kap. 4.4.6 und Tabelle 7.1 entspricht das Ergebnis für Modell 2 im Bild 7.11 dem Ergebnis für die vektorielle Summe der Komponenten 1 und 2 im Bild 4.4.

Bild 7.11 veranschaulicht anhand des schon für Bild 4.4 (Kap. 4.4.6) verwendeten Beispiels, dass die im Bild 7.9 und im Bild 7.10 für $k_{SA}=0,05$ und $\theta_{SA}=0/90^\circ/180^\circ/270^\circ$ erkennbaren Phasenwinkeldifferenzen zwischen Modell 2 einerseits und Modell 1 bzw. den Simulationsergebnissen andererseits unterschiedliche Genauigkeiten des berechneten Gesamtzeigers der 2. Stromharmonischen zur Folge

haben können. Dieser Effekt tritt zum Teil noch deutlicher bei den größeren nichtcharakteristischen Harmonischen heraus.

Zwischen den mit Modell 1 und Modell 2 ermittelten Ergebnissen zeigen sich bei einigen Harmonischen deutliche Unterschiede hinsichtlich der (mit den Differenzvektoren beschriebenen) Genauigkeit. Bezüglich der Gesamtheit der hier dargestellten Harmonischen und im Hinblick auf die bedeutsame 2. Harmonische liefert Modell 1 die genauesten Ergebnisse. Nur bei sehr kleinen Amplituden der nichtcharakteristischen Harmonischen erreichen die Differenzvektoren, aufgrund des Bezuges auf die absolute Größe der Amplitudenzeiger, auch bei Modell 1 etwas höhere Werte.

Weitere, aus diesem Beispiel ableitbare, Ergebnisse und Zusammenhänge werden in Kap. 7.5 genannt.

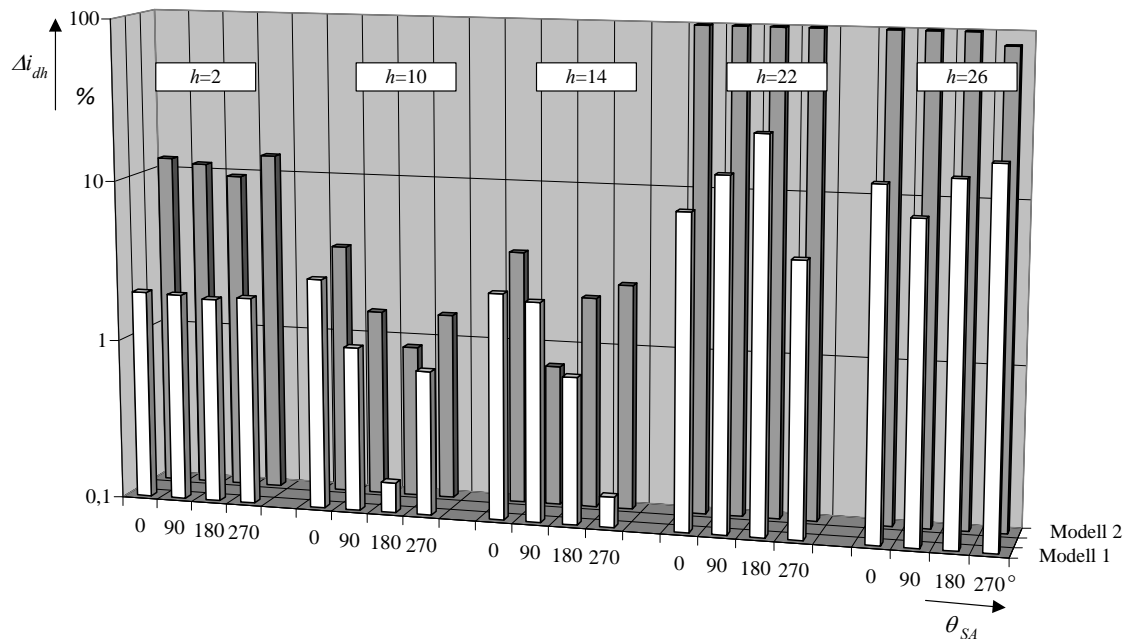


Bild 7.11 Größen der bezogenen Differenzvektoren Δi_{dh} der niederfrequenten nichtcharakteristischen Harmonischen der Ordnung h nach Kap. 3.11.3 für $k_{SA}=0,05 \angle \theta_{SA}$, $k_{SB}=0,02 \angle 0^\circ$ bei Berechnung der Gesamtzeiger nach Modell 1 und nach Modell 2 (Tabelle 7.1)

7.4 Spannungsymmetrie und gleichzeitige Ansteuermodifikation

7.4.1 Vorbemerkungen

Analog zum Vorgehen in den Kap. 5 und 6 soll nun festgestellt werden, ob eine einfache vektorielle Addition der in Kap. 7.2 und Kap. 7.3 betrachteten Zeiger der nichtcharakteristischen Harmonischen genügt, um den resultierenden Zeiger ohne wesentliche Genauigkeitsverluste darzustellen. Dies würde die Entwicklung einer Kompensationsregelung wesentlich vereinfachen.

Es gelten die in Kap. 5.8.1 genannten Bedingungen.

7.4.2 Analytische Betrachtung

Basierend auf den in den Kap. 4 und 6 dargelegten analytischen Betrachtungen der nichtcharakteristischen Harmonischen und Kommutierungswinkel lässt sich zeigen, dass

- (1) einerseits eine bei einem Stromrichter vorgenommene Ansteuermodifikation bei der Berechnung der (ausschließlich) infolge Netzspannungsymmetrie von diesem Stromrichter erzeugten Teilzeiger und Komponenten der nichtcharakteristischen Harmonischen unberücksichtigt bleiben kann und

- (2) andererseits Netzspannungsunsymmetrien für die Berechnung der (ausschließlich) durch Ansteuermodifikation gezielt erzeugten Teilzeiger und Komponenten der nichtcharakteristischen Harmonischen vernachlässigt werden können.

Der Nachweis kann auf der Grundlage und mit Hilfe der in Kap. 5.8.1 aufgeführten Bedingungen sowie anhand der folgenden Zusammenhänge geführt werden:

- Die Ansteuermodifikation hat keinen Einfluss auf die aus der Faltung mit der symmetrischen Schaltfunktion (Kap. 3.10.1) hervorgehenden Teilzeiger I_{IdUh} (Kap. 7.2).
- Das Produkt der Faltung des Spannungs-Gegensystems mit der durch die $\Delta\alpha_q$ gebildeten Differenzschaltfunktion (Kap. 4.4.4) ist vernachlässigbar, so dass die Netzspannungsunsymmetrie praktisch keinen Einfluss auf den Teilzeiger I_{IdSh} hat.
- Die durch Spannungsunsymmetrie bedingten Differenzen $\Delta\mu_q$ der Ventilkommutierungswinkel sind gemäß Kap. 6.7.2 nahezu unbeeinflusst von der Ansteuermodifikation. Damit können auch die entsprechende Differenzschaltfunktion (3.10.1) sowie der Teilzeiger I_{2dUh} (Kap. 7.2) als unabhängig von der Ansteuermodifikation betrachtet werden.
- Die Netzspannungsunsymmetrien haben gemäß Kap. 6.7.2 praktisch keinen Einfluss auf die durch Ansteuermodifikation bedingten $\Delta\mu_q$. Dies gilt infolgedessen auch für die entsprechende Differenzschaltfunktion (Kap. 3.10.1) sowie den Teilzeiger I_{2dSh} (Kap. 7.3).

Aus diesen Überlegungen heraus kann deshalb Folgendes geschlussfolgert werden:

Für die in dieser Arbeit vorausgesetzten kleinen Spannungs- (Kap. 3.2) und Steuerungsunsymmetrien (Kap. 4.4.1) kann davon ausgegangen werden, dass bei gleichzeitiger Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation eine *getrennte Berechnung und anschließende vektorielle Addition* der von beiden Unsymmetrien hervorgerufenen Komponentenzeiger der nichtcharakteristischen Harmonischen möglich ist. Die dadurch entstehenden Fehler sind bei der 2. Harmonischen klein. Für die nichtcharakteristischen Harmonischen mit $h > 2$ ist aufgrund der deutlich kleineren Amplituden und wegen der bei höheren Frequenzen größeren Auswirkungen der Vereinfachungen im Rechenweg tendenziell mit einer bei steigendem h nachlassenden Präzision des verwendeten Algorithmus zu rechnen.

7.4.3 Berechnungsbeispiel

Nachfolgend wird anhand einer Kombination von Netzspannungsunsymmetrien in den Netzen A und B gezeigt, welche Änderungen der zunächst durch k_{UA} und k_{UB} bestimmten Stromzeiger der 2. Harmonischen auftreten, wenn Ansteuermodifikationen in beiden Stromrichtern vorgenommen werden.

Die Betrachtung erfolgt für die Konfiguration, welche den Beispielen in Kap. 7.2 und 7.3 zugrunde gelegt wurde. Die hier verwendeten Fälle der Spannungsunsymmetrien und Ansteuermodifikationen sind in *Tabelle 7.3* angegeben.

Tabelle 7.3 Ausgewählte Fälle aus den in den Kap. 7.2 und 7.3 betrachteten Beispielen

	Beispiel aus:	für die Parameter:
Spannungsunsymmetrie	Kap. 7.2 (<i>Bild 7.1, Bild 7.2</i>)	$k_{UA}=2\% \angle \theta_{UA}=0, k_{UB}=2\% \angle \theta_{UB}=175^\circ$
Ansteuermodifikation	Kap. 7.3 (<i>Bild 7.7, Bild 7.8</i>)	$k_{SA}=0,02 \angle \theta_{SA}, k_{SB}=0,02 \angle \theta_{SB}=0$

Für das gleiche Beispiel sind in Kap. 5.8.3 die bezogenen Stromdifferenzwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ und in Kap. 6.7.3 die Kommutierungswinkel μ_{Aq} der Ventile 1 bis 4 dargestellt.

Bild 7.12 zeigt die auf I_d bezogenen Effektivwerte der nichtcharakteristischen 2. Stromharmonischen im Zwischenkreis bei

- Spannungsunsymmetrien (abgebildet durch einen konstanten Funktionswert gültig für das Beispiel und die Parameter entsprechend *Tabelle 7.3*),
- Ansteuermodifikationen (Kurve gemäß Beispiel und Parameter aus *Tabelle 7.3*) und
- gleichzeitigem Auftreten beider Unsymmetrien.

Die analytisch ermittelten Kurven veranschaulichen die nach *Modell 1* (Kap. 7.1) berechneten Gesamtzeiger dieser Harmonischen.

Die vektorielle Addition der Stromzeiger für Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation liefert den resultierenden Zeiger bei gleichzeitigem Auftreten beider Unsymmetrien. Die entsprechende Kurve für $k_{SA}=0,02 \angle \theta_{SA}$; $k_{SB}=0,02 \angle 0$; $k_{UA}=2\% \angle 0$ und $k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$ im *Bild 7.12* zeigt über θ_{SA} Bereiche der Verstärkung und Abschwächung der 2. Stromharmonischen im Vergleich zu dem nur aus der Spannungsunsymmetrie entstehendem Wert.

Dieser Effekt wird verstärkt bei Vergrößerung der Steuerungsunsymmetrie auf $k_{SA}=0,05$. Die für $k_{SA}=0,02$ und $k_{SA}=0,05$ dargestellten Kurven $I_{d2}/I_d=f(\theta_{SA})$ schwingen sinusförmig um einen Mittelwert, der sich aus der Funktion $I_{d2}/I_d=f(\theta_{SA})$ bei $k_{SA}=0$, $k_{SB}=0,02 \angle 0$ sowie $k_{UA}=2\% \angle 0$ und $k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$ ergibt. Die kleine Verschiebung gegenüber der Funktion $I_{d2}/I_d=f(\theta_{SA})$ für $k_{SA}=k_{SB}=0$ wird in diesem Fall durch die Ansteuermodifikation im Stromrichter B ($k_{SB}>0$) verursacht.

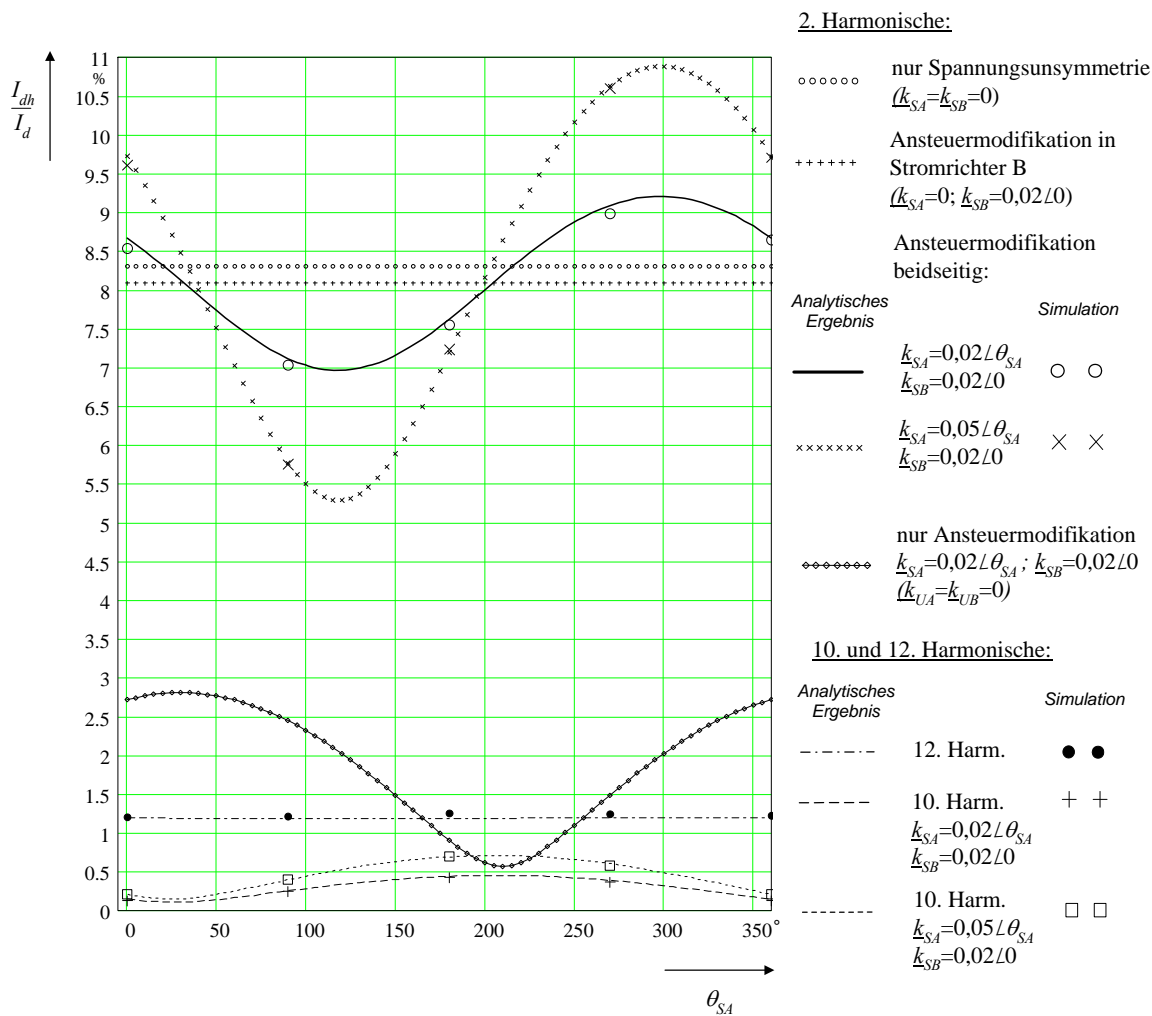


Bild 7.12 Bezogene Effektivwerte der aus der Überlagerung von Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation hervorgehenden Gesamtzeiger der 2., 10. und 12. Stromharmonischen als Funktion von θ_{SA}

Bild 7.12 enthält neben der nichtcharakteristischen 2. Harmonischen auch die charakteristische 12. Harmonische, die von Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation praktisch unbeeinflusst bleibt. Deren Effektivwerte können sich bei anderen Parameterkonfigurationen vergrößern oder auch verkleinern. Die ebenfalls dargestellte 10. Harmonische ist die nächstgrößere nichtcharakteristische Harmonische. Sie ist schon etwa eine Größenordnung kleiner als die 2. Stromharmonische. Analog zur 2. weist auch die 10. Harmonische über θ_{SA} Bereiche der Verstärkung und Abschwächung der Effek-

tivwerte auf, die sich aus der Überlagerung der Effekte aus Spannungsunsymmetrien und Ansteuermodifikationen ergeben.

Die im *Bild 7.12* bei jeweils 4 unterschiedlichen θ_{SA} hinzugefügten Simulationsergebnisse verifizieren die auf analytischem Weg ermittelten Kurvenverläufe.

Die Genauigkeit der analytisch berechneten harmonischen Stromzeiger nach der vektoriellen Addition wird im *Bild 7.13* anhand der Differenzvektoren dargestellt. Es werden wieder die Ergebnisse der Berechnungen nach Modell 1 und Modell 2 (Kap. 7.1) verglichen.

Generell muss beachtet werden, dass sich bei der Überlagerung der aus Spannungsunsymmetrien und Ansteuermodifikationen resultierenden Harmonischen die Fehler im ungünstigsten Fall arithmetisch addieren können. Hinzu kommen die entsprechend Kap. 7.4.2 vernachlässigten Fehler, die bei der linearen Überlagerung der beiden Anteile jeder Harmonischen auftreten.

Die Bezugswerte der im *Bild 7.13* abgebildeten Differenzvektoren sind die zugehörigen Simulationsergebnisse bei gleichzeitiger Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation. Für die 2. Harmonische entspricht dies für Modell 1 recht genau der Vektorsumme der im *Bild 7.5* ($\theta_{UA}=0$) und im *Bild 7.11* dargestellten Differenzvektoren. Für die nächsthöheren Harmonischen gilt dies mit geringerer Präzision.

Bild 7.13 verdeutlicht, dass in diesem Beispiel für $h=2$ selbst bei $k_{SA}=0,05$ eine sehr gute Genauigkeit erreicht wird. Diese Genauigkeit nimmt erwartungsgemäß bei höheren Ordnungszahlen ab. Die hinsichtlich ihrer Amplituden sehr kleinen Harmonischen mit $h>14$ zeigen, dass die Genauigkeiten für höhere Frequenzbereiche ungenügend sind. Es muss jedoch auch berücksichtigt werden, dass diese Einschätzungen zur Genauigkeit auf dem Vergleich mit den Simulationsergebnissen beruhen. Bedingt durch die Abtastschrittweite und die in der Simulation realisierte Beschaltung der Ventile treten mit zunehmender Frequenz naturgemäß höhere Abweichungen auf.

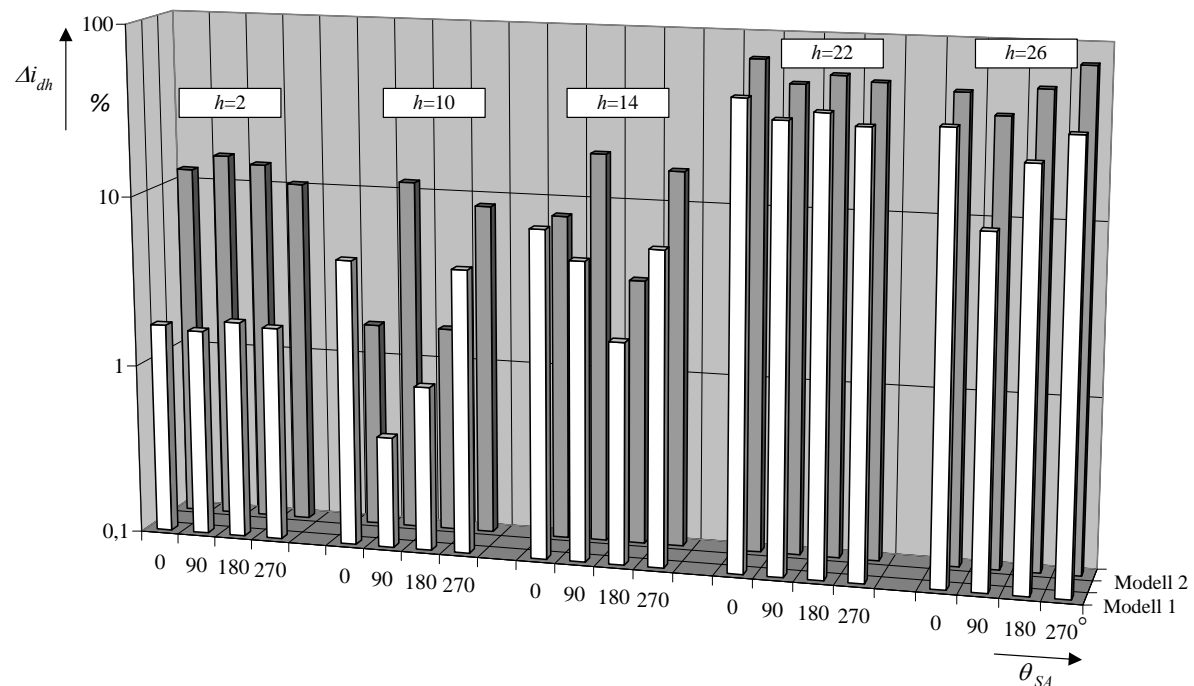


Bild 7.13 Größen der bezogenen Differenzvektoren Δi_{dh} der niederfrequenten nichtcharakteristischen Harmonischen der Ordnung h nach Kap. 3.11.3 für $k_{SA}=0,05 \angle \theta_{SA}$, $k_{SB}=0,02 \angle 0$ sowie gleichzeitig $k_{UA}=2\% \angle 0$; $k_{UB}=2\% \angle 175^\circ$ bei Berechnung der Gesamtzeiger nach Modell 1 und nach Modell 2 (*Tabelle 7.1*)

7.5 Ergebnisse

Es wurden jene nichtcharakteristischen Harmonischen untersucht, welche von einem HGÜ-Stromrichter im Zwischenkreis bei unsymmetrischer Netzspannung und einer Ansteuermodifikation (Steuerungsunsymmetrie entsprechend Kap. 4.4.1) hervorgerufen werden. Die Beschreibung der Spannungsunsymmetrie und der hier angewendeten Ansteuermodifikation durch je einen komplexen Unsymmetriefaktor (k_U bzw. k_S) erleichtert nicht nur die Berechnung der physikalischen Größen sondern auch die qualitative und quantitative Bewertung der komplexen funktionalen Zusammenhänge.

Aus der Betrachtung der in den Kap. 4.3 und 4.4 vorgeschlagenen Berechnungsmethoden sowie den in den Kap. 7.2 und 7.3 veranschaulichten funktionalen Zusammenhängen zwischen Unsymmetrien und den daraus hervorgehenden Stromharmonischen folgen die in *Tabelle 7.4* und den nachfolgenden Absätzen (1) bis (5) angegebenen Ergebnisse. Diese sind unter den in dieser Arbeit angenommenen Bedingungen (Kap. 3.2) allgemeingültig für die von beiden Stromrichtern im Zwischenkreis hervorgerufenen *nichtcharakteristischen Harmonischen*.

Tabelle 7.4 Ergebnisse der Betrachtung der nichtcharakteristischen Harmonischen

	Netzspannungsunsymmetrie	Ansteuermodifikation
Ordnungszahl der erzeugten Harmonischen	geradzahlig, vor allem 2. Harmonische und jene Ordnungszahlen, welche die charakteristischen Harmonischen im Abstand der doppelten Grundfrequenz flankieren	
Gesamtzeiger jeder Stromharmonischen	ergibt sich aus der vektoriellen Addition der von beiden Stromrichtern jeweils erzeugten <i>Teilzeiger</i>	
Teilzeiger jeder Stromharmonischen	jeder Stromrichter erzeugt einen Teilzeiger, welcher als aus 2 <i>Komponenten</i> bestehend betrachtet werden kann	
Größenverhältnis der Komponenten der Teilzeiger	Komponente 1 ist bei der 2. Harmonischen deutlich größer als Komponente 2, dieser Größenunterschied wird mit zunehmender Ordnungszahl kleiner	Beide Komponenten haben die gleiche Größenordnung
Abhängigkeit der Teilzeiger von der Größe der Unsymmetrie (Netzspannungsunsymmetrie im vorgelagerten Netz bzw. Größe der Zündzeitpunktverschiebungen)	<i>Proportionalität</i> zwischen k_U und - Größe des Teilzeigers, - Größe der Komponenten 1 und 2 Kaum Einfluss von k_U auf φ_{dU2}	<i>Proportionalität</i> zwischen k_S ($\Delta\alpha_q$) und - Größe des Teilzeigers, - Größe der Komponenten 1 und 2 bei ausreichend großen k_S nur geringfügige Abhängigkeit des Phasenwinkels φ_{dS2} von k_S
Abhängigkeit der Teilzeiger von θ_U bzw. θ_S (Phasenwinkel zwischen Mit- und Gegensystem der Netzspannungsgrundschwingung bzw. Winkelgröße, welche die Verteilung der Zündzeitpunktverschiebungen charakterisiert)	- Geringe funktionale Abhängigkeit der <i>Größe</i> des Teilzeigers der 2. Harm., da der Beitrag der größeren Komponente 1 unabhängig von θ_U ist - Linearität zwischen θ_U und dem <i>Phasenwinkel</i> von Komponente 1 (näherungsweise auch für den Teilzeiger der 2. Harmonischen gültig)	- Geringe funktionale Abhängigkeit der <i>Größe</i> des Teilzeigers der 2. Harm., da die Beiträge beider Komponenten keine signifikanten Abhängigkeiten von θ_S zeigen - nahezu Linearität zwischen θ_S und den <i>Phasenwinkeln</i> beider Komponenten sowie dem <i>Phasenwinkel</i> des Teilzeigers

	Netzspannungsunsymmetrie	Ansteuermodifikation
Kopplung beider Stromrichter über den Zwischenkreis	In Abhängigkeit von der Glättung des Zwischenkreisstromes Einfluss auf Komponente 2 des Teilzeigers (siehe Absatz (1) unten), da Kommutierungswinkeldifferenzen $\Delta\mu_q$ auch von Gegenseite abhängig sind	
Größenverhältnisse der nichtcharakteristischen Harmonischen	2. Harmonische kann das Spektrum dominieren (siehe Absätze (2) und (3) unten)	

Tabelle 7.4 zeigt, dass die meisten der genannten Größenverhältnisse, Eigenschaften und funktionalen Beziehungen der durch Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation bedingten 2. Stromharmonischen gleich oder ähnlich sind.

Darüber hinaus kann Folgendes festgestellt werden:

- (1) Der mit der Gleichstromwelligkeit verbundene Kopplungseffekt bewirkt, dass ein Stromrichter selbst dann nichtcharakteristische Harmonische auf der Dreh- und Gleichstromseite erzeugt, wenn nur das Netz der Gegenstation von einer Spannungsunsymmetrie betroffen ist oder nur die Gegenstation eine Ansteuermodifikation erfährt. In diesem Fall sind - da nur Komponente 2 wirksam wird - die Amplituden dieser Harmonischen jedoch deutlich kleiner, als bei Spannungsunsymmetrie im direkt angeschlossenen Netz bzw. Ansteuermodifikation des Stromrichters selbst.
- (2) Schon bei einer *Spannungsunsymmetrie* von weniger als $k_U \approx 1\%$ oder einer Ansteuermodifikation mit $k_S \approx 0,03$ ($\Delta\alpha_q \approx 1,7^\circ$) kann ein Stromrichter eine 2. Stromharmonische hervorrufen, die den Betrag der größten charakteristischen Harmonischen erreicht bzw. übertrifft (*Bild 7.1, Bild 7.6*). Dies gilt für die hier betrachtete, linear mit der Frequenz ansteigende, Impedanzkennlinie des Gesamtsystems. Bei niederfrequenten Resonanzen bzw. nichtlinearen Impedanzverläufen können die dafür notwendigen k_U bzw. k_S (und damit $\Delta\alpha_q$) deutlich kleiner sein.
- (3) Da jene für den Betrieb relevanten Resonanzen auf der Gleichstromseite in der Praxis meistens bei Harmonischen mit $h < 7$ auftreten, sind die von einem Stromrichter bei Netzspannungsunsymmetrie oder Ansteuermodifikation hervorgerufene 10. sowie 14. Stromharmonische als nächstgrößere nichtcharakteristische Harmonische stets deutlich kleiner als die 2. Harmonische. Die nichtcharakteristischen Anteile der charakteristischen Harmonischen sind vernachlässigbar.
- (4) Jede der sich bei gleichzeitiger Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation im Zwischenkreis einstellenden niederfrequenten nichtcharakteristischen Stromharmonischen resultiert mit guter Genauigkeit aus der vektoriellen Summe der beiden Zeiger, die allein von der Spannungs- bzw. allein von der Steuerungsunsymmetrie verursacht werden. Diese Zeiger können mit den in Kap. 4.3 und 4.4 aufgeführten Gleichungen sowie der harmonischen Gesamtimpedanz (Kap. 3.4) berechnet werden. Für die 2. Harmonische ergibt sich eine gute Genauigkeit, sofern $k_U \leq 2\%$ und $k_S \leq 0,05$ gilt. Die Ungenauigkeit nimmt mit zunehmender Ordnungszahl der Harmonischen zu.
- (5) Bei geringer Glättung des Zwischenkreisstromes können die nichtcharakteristischen Harmonischen dann mit hoher Genauigkeit in Betrag und Phasenwinkel bestimmt werden, wenn die dafür notwendigen Kommutierungswinkel und deren Abweichungen mit den in Kap. 6 aufgeführten analytischen Gleichungen berechnet werden. Die Vernachlässigung der Kommutierungswinkeldifferenz liefert keine brauchbaren Ergebnisse.

8 Harmonische auf der Netzseite

8.1 Bildungsgesetz

Die an dieser Stelle vorgenommene Betrachtung der vom HGÜ-Stromrichter drehstromseitig emittierten Stromharmonischen beschränkt sich auf jene Zusammenhänge, die für das Verständnis der in Kap. 9 vorgestellten Kompensationsregelung notwendig sind.

Die für verschiedene Modelle und Annahmen gültigen Gleichungen zur analytischen Berechnung der netzseitigen Harmonischen können aus der in Kap. 2.1 angegebenen Literatur entnommen werden. Der Einfluss von Filtern wird *nicht* berücksichtigt.

Die Ermittlung der netzseitigen Stromharmonischen mit den in Kap. 3.10.2 aufgeführten Transferfunktionen (symmetrische trapezförmige Schaltfunktionen $T_{Li}(t)$ sowie Differenzschaltfunktionen $DT_{Li}(t)$) für die B6C-Brücke offenbart zahlreiche Analogien zur Betrachtung der gleichstromseitigen Harmonischen (Kap. 4). Diese Schaltfunktionen haben große und kleine Spektrallinien, welche maßgeblich für die Größenunterschiede zwischen den Harmonischen verantwortlich sind. Die Differenzschaltfunktionen werden entweder von den Kommutierungswinkeldifferenzen $\Delta\mu_q$ oder von den Zündwinkelabweichungen $\Delta\alpha_q$ bestimmt.

Unter Berücksichtigung der Zusammensetzung von $i_d(t)$ werden gemäß Kap. 3.10.2 phasenweise der Gleichanteil und alle Harmonischen des Zwischenkreisstromes mit jeder Harmonischen der Transferfunktion multipliziert. Dies geschieht separat für jede Schaltgruppe. Nach der Übertragung auf die Primärseite der Stromrichtertransformatoren unter Berücksichtigung des Übersetzungsverhältnisses werden die Harmonischen beider Schaltgruppen in jeder Phase i addiert. Wegen der bei HGÜ-Stromrichtertransformatoren vorhandenen Phasenverschiebung in Höhe von Vielfachen von 30° kompensieren sich auf der Netzseite die Stromharmonischen mit den Ordnungszahlen $h=12m\pm 5$.

In Analogie zu *Tabelle 4.1* (Kap. 4.1) zeigt *Tabelle 8.1* die grundlegenden Zusammenhänge für die Herausbildung der von einer HGÜ-Zwölfpulsbrücke auf der Drehstromseite erzeugten Harmonischen. *Tabelle 8.1* gilt für Netzspannungsunsymmetrie und die in dieser Arbeit betrachtete Ansteuermodifikation (Steuerungsunsymmetrie entsprechend Kap. 4.4.1) gleichermaßen. Aus jeder Spektrallinie des Zwischenkreisstromes werden nach der Transformation mehrere Spektrallinien des Netzstromes, die entweder als Mit- (Index „(1)“) oder als Gegensystem (Index „(2)“) in Erscheinung treten.

Die *dominante Spektrallinie* ist das Mitsystem der Grundharmonischen, welches aus der größten Spektrallinie der symmetrischen trapezförmigen Schaltfunktion (B_l , Gl. (3.19)) und dem Gleichanteil I_d des Zwischenkreisstromes gebildet wird.

Die *nächstgrößere Gruppe von Harmonischen* wird

- (1) aus den nächstgrößeren Spektrallinien B_h von $T_{Li}(t)$ und aus I_d sowie
- (2) aus B_l und den größten Harmonischen des Zwischenkreisstromes und
- (3) aus den größten Spektrallinien von $DT_{Li}(t)$ und I_d

gebildet. Daraus können auch Harmonische gleicher Ordnungszahl entstehen. Aus diesem Grund empfiehlt sich auch hier die Anwendung des Modells der Komponentenzeiger.

Die aus (2) (angewendet auf die größten durch Netzspannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation bedingten nichtcharakteristischen Harmonischen des Zwischenkreisstromes) und (3) resultierenden Harmonischen sind verantwortlich für die auch auf der Netzseite vorhandenen relativ starken Seitenbänder der charakteristischen Harmonischen, welche durch nichtcharakteristische Harmonische im Abstand der doppelten Grundfrequenz gebildet werden.

Eine *dritte Gruppe* wird einerseits aus den nächstgrößeren Spektrallinien B_h von $T_{Li}(t)$ oder den größten Spektrallinien von $DT_{Li}(t)$ und andererseits aus den größten Harmonischen des Zwischenkreisstromes gebildet. Die daraus hervorgehenden Netzharmonischen sind meistens vernachlässigbar klein.

Wie in *Tabelle 4.1* sind in *Tabelle 8.1* die Felder der netzseitigen Harmonischen entsprechend der zu erwartenden Größenordnung in 3 Stufen schattiert. Die Schattierung ist umso dunkler, je größer die jeweilige Harmonische ist.

Eine Betrachtung für die Sechspulsbrücke ist in [66] zu finden.

Tabelle 8.1 Grundlegende Zusammenhänge für die Herausbildung der vom HGÜ-Stromrichter ausgehenden harmonischen Netzströme, Kennzeichnung der charakteristischen („c“) und nichtcharakteristischen („nc“) Harmonischen ($m=1,2,\dots; r=0,1,2,\dots; h=1,2,\dots$)

Schaltfunktion der B6C-Brücke	große Spektrallinien	kleine Spektrallinien	Zwischenkreisstrom					
			Gleichanteil		große Spektrallinien		kleine Spektrallinien	
			I_d		I_{dh} ($h=2; h=12m$)		I_{dh} ($h\neq 2; h\neq 12m$)	
Ergebnis der Faltung: Netzseitige Stromharmonische der Zwölfpulsbrücke								
T_{Li}	B_1		Grundharm. (Mitsystem)	$I_{(1)1}$	nc ^[1]	$I_{(1)h+1}$ (Mitsystem)	nc (Mitsystem)	$I_{(1)h+1}$
					nc ^[1]	$I_{(2)h-1}$ (Gegensystem)	nc (Gegensystem)	$I_{(2)h-1}$
		B_5	entfällt		entfällt		entfällt	
		B_7	entfällt		entfällt		entfällt	
	$B_{12m\pm 1}$	c (Mitsystem)	$I_{(1)12m+1}$	nc ^[1]	$I_{(1)x} (x>0)$ $I_{(2) x } (x<0)$ $x=h\pm 12m+1$	vernachlässigbar		
c (Gegensystem)		$I_{(2)12m-1}$	nc ^[1]	$I_{(2)x} (x>0)$ $I_{(1) x } (x<0)$ $x=h\pm 12m-1$				
DT_{Li}		ungeradzahlige	nc (Mitsystem)	$I_{(1)12r+1\pm 2}$	vernachlässigbar		vernachlässigbar	
			nc (Gegensystem)	$I_{(2)12r-1\pm 2}$				
			nc ^[1] (Mitsystem)	$I_{(1)2m\pm 1}$ (weitere)				
			nc ^[1] (Gegensystem)	$I_{(2)2m\pm 1}$ (weitere)				

^[1] nichtcharakteristische Harmonische und nichtcharakteristischer Beitrag zur charakteristischen Harmonischen

8.2 Charakteristische Harmonische

Wie für die Gleichstromseite (Kap. 4.2) gilt auch für die Netzseite, dass im Normalfall die *charakteristischen Harmonischen* das Spektrum *dominieren*. Deren Ordnungszahlen sowie die von diesen Harmonischen gebildeten symmetrischen Komponenten sind in *Tabelle 8.1* angegeben.

Jede der aus der Umwandlung des Gleichanteils I_d resultierenden charakteristischen Harmonischen auf der Netzseite ergibt sich aus der Multiplikation des für diese Harmonische gültigen Terms der symmetrischen trapezförmigen Schaltfunktion (Gl. (3.16) unter Ersatz von A_h durch B_h aus Gl. (3.19), Kap. 3.10.2) mit I_d sowie

- (1) Berücksichtigung des Übersetzungsverhältnisses des Yy-Stromrichtertransformators,
- (2) Verdopplung der Amplituden,

(3) Entfernen aller Harmonischen mit den Ordnungszahlen $h=12m-7$ und $h=12m-5$ ($m=1,2,\dots$).

Absätze (2) und (3) können entfallen, wenn alternativ B_h mit Gl. (8.1) bestimmt wird (zur Unterscheidung von Gl. (3.19) hier „ B_h' “). Auf diese Weise wird der Kompensationseffekt für bestimmte Harmonische infolge der unterschiedlichen Schaltgruppen der Stromrichtertransformatoren berücksichtigt.

$$B_h' = \frac{2 \sin\left(h \frac{\mu}{2}\right)}{h^2 \cdot \mu} \left[\cos\left(h \frac{\pi}{6}\right) - \cos\left(h \frac{5\pi}{6}\right) \right] + \frac{4 \sin\left(h \frac{\mu}{2}\right)}{\sqrt{3} \cdot h^2 \cdot \mu} \sin\left(h \frac{\pi}{6}\right) \left[\begin{array}{l} \sin\left(h \frac{\pi}{6}\right) + 2 \sin\left(h \frac{\pi}{2}\right) \\ + \sin\left(h \frac{5\pi}{6}\right) \end{array} \right] \quad (8.1)$$

Nicht erfasst sind hierbei weitere Anteile der charakteristischen Harmonischen, welche sich aus der Faltung von $T_{Li}(t)$ mit Harmonischen des Zwischenkreisstromes oder aus der Faltung von $DT_{Li}(t)$ mit I_d oder I_{dh} ergeben. Diese Anteile sind jedoch vergleichsweise klein bzw. sehr klein.

Die zugehörigen Phasenwinkel können unter Berücksichtigung von Gl. (3.16) berechnet werden, wobei die durch die Schaltgruppe bedingte Phasenverschiebung entfällt und gegebenenfalls eine Anpassung an das gewählte Koordinatensystem vorgenommen werden muss.

8.3 Nichtcharakteristische Harmonische

Die aus der Konversion jeder Gleichstromharmonischen I_{dh} folgenden netzseitigen Harmonischen ergeben sich jeweils aus der Multiplikation des Vektors I_{dh} mit allen Vektoren B_h der Schaltfunktion $T_{Li}(t)$. B_h wird mit B_h nach Gl. (3.19) und einem Phasenwinkel gemäß Gl. (3.16) gebildet. Für diesen gilt die Aussage aus Kap. 8.2.

Aus der größten nichtcharakteristischen Harmonischen I_{d2} werden nach Multiplikation mit B_1 zwei jeweils gleich große Harmonische auf der Drehstromseite - ein gegenläufiges System der Grundharmonischen ($I_{(2)1}$) und eine 3. Harmonische als Mitsystem ($I_{(1)3}$). Ohne Berücksichtigung des Windungszahlenverhältnisses gilt für diese *erste Komponente* jener harmonischen Stromzeiger:

$$\underline{I}_{1(2)1} = B_1 \frac{2}{\pi} \exp\left[j\left(\alpha + \frac{\mu}{2} - \varphi_{(1)}\right)\right] \cdot \underline{I}_{d2} \quad \underline{I}_{1(1)3} = B_1 \frac{2}{\pi} \exp\left[-j\left(\alpha + \frac{\mu}{2} - \varphi_{(1)}\right)\right] \cdot \underline{I}_{d2} \quad (8.2)$$

Wenn I_{d2} wegen idealer Glättung oder entsprechender Phasenlagen θ_{UA} und θ_{UB} der Spannungssymmetrien oder durch eine gezielte Ansteuermodifikation (Kompensation) verschwindet, dann sind die Effektivwerte der netzseitigen nichtcharakteristischen Harmonischen dennoch ungleich Null, da sie von den nachfolgend genannten weiteren, nicht vernachlässigbaren, Komponenten beeinflusst werden.

Die *zweite und eine dritte Komponente* resultieren aus der Multiplikation des Gleichanteils I_d mit den Spektrallinien jener Differenzschaltfunktionen $DT_{Li}(t)$, welche die durch $\Delta\alpha_q$ und $\Delta\mu_q$ bedingten Folgen von Differenzimpulsen beschreiben (Kap. 3.10.2).

Für die allein aus der Folge der $\Delta\alpha_q$ bedingten Effektivwert-Komponentenzeiger \underline{I}_{2Lih} der nichtcharakteristischen Harmonischen im Strang i gilt:

$$\underline{I}_{2Lih} = I_d \frac{8 \sin\left(h \frac{\pi}{2}\right) \sin\left(h \frac{\mu}{2}\right)}{\sqrt{2} \cdot h^2 \cdot \pi \cdot \mu} \cdot \exp\left[-jh\left(\alpha + \frac{\mu}{2} - \varphi_{(1)}\right)\right] \cdot \left[\begin{array}{l} \frac{2}{\sqrt{3}} \sin\left(h \frac{\Delta\alpha_q}{2}\right) \cdot \exp\left[-jh\left(\frac{\Delta\alpha_q}{2} + (q-1)\frac{\pi}{6}\right)\right] \\ - \frac{1}{\sqrt{3}} \sin\left(h \frac{\Delta\alpha_{q+4}}{2}\right) \cdot \exp\left[-jh\left(\frac{\Delta\alpha_{q+4}}{2} + (q+3)\frac{\pi}{6}\right)\right] \\ - \frac{1}{\sqrt{3}} \sin\left(h \frac{\Delta\alpha_{q+8}}{2}\right) \cdot \exp\left[-jh\left(\frac{\Delta\alpha_{q+8}}{2} + (q+7)\frac{\pi}{6}\right)\right] \\ + \sin\left(h \frac{\Delta\alpha_{q+1}}{2}\right) \cdot \exp\left[-jh\left(\frac{\Delta\alpha_{q+1}}{2} + q\frac{\pi}{6}\right)\right] \\ - \sin\left(h \frac{\Delta\alpha_{q+5}}{2}\right) \cdot \exp\left[-jh\left(\frac{\Delta\alpha_{q+5}}{2} + (q+4)\frac{\pi}{6}\right)\right] \end{array} \right] \quad (8.3)$$

Die Zuordnung zwischen der Ventilnummer q und der Phase i erfolgt entsprechend *Tabelle 3.1*, Schaltgruppe Yd (Kap. 3.10.1). Für $(q+x)>12$ wird $(q+x-12)$ verwendet.

Für die Ermittlung der Komponentenzeiger für die Grund- sowie die 3. Harmonische wird $h=1$ bzw. $h=3$ gesetzt. Die korrespondierenden Stromzeiger im System der symmetrischen Komponenten sind $\underline{I}_{2(2)1}$ und $\underline{I}_{2(1)3}$.

Die Phasenwinkel müssen gegebenenfalls an das gewählte Koordinatensystem angepasst werden.

Die aus $\Delta\mu_q$ hervorgehenden Differenzimpulse sind unregelmäßig und müssen zunächst an regelmäßige trapezförmige Impulse angenähert werden [44,64]. Die daraus resultierenden Komponentenzeiger $\underline{I}_{3(1)h}$ bzw. $\underline{I}_{3(2)h}$ können - basierend auf Gl. (8.3) - unter Ersatz von $\sin(h\Delta\alpha_q/2)$ durch $\sin(h\Delta\mu_q/4)$ sowie von $\Delta\alpha_q$ durch $(\Delta\alpha_q + \Delta\mu_q/2)$ im Exponenten berechnet werden.

Wie für die Gleichstromharmonischen gilt auch hier, dass die Genauigkeit der ermittelten Kommutierungswinkeldifferenzen maßgeblich die Genauigkeit der dadurch bedingten Komponentenzeiger der nichtcharakteristischen Harmonischen bestimmt.

Die Gesamtzeiger $\underline{I}_{(1)h}$ bzw. $\underline{I}_{(2)h}$ der nichtcharakteristischen Harmonischen auf der Drehstromseite ergeben sich als Vektorsumme der Komponentenzeiger der gleichen Frequenz.

9 Betrachtungen zur aktiven Kompensation

9.1 Vorbemerkungen

Die Überlagerung der nichtcharakteristischen Harmonischen erfolgte bis hierher willkürlich, das heißt, ohne Hinblick auf eine beabsichtigte Kompensation einer nichtcharakteristischen Harmonischen.

Sowohl in Kap. 4.3 (Netzspannungsunsymmetrie) als auch in Kap. 4.4 (Ansteuermodifikation) wurde festgestellt, dass die 2. Stromharmonische die Größenordnung der größten charakteristischen Harmonischen erreichen kann. Deshalb und aus den in Kap. 1.5 genannten Gründen erscheint es sinnvoll, die Möglichkeit einer aktiven Kompensation der durch Spannungsunsymmetrien hervorgerufenen 2. Stromharmonischen im Zwischenkreis zu prüfen. Wegen deren Transformation auf die Netzseite entsprechend den in Kap. 8.1 aufgeführten Zusammenhängen gilt dies prinzipiell auch für das drehstromseitig emittierte Mitsystem der 3. Stromharmonischen.

Im Folgenden findet eine analytische Betrachtung der damit verbundenen Problematik statt. Eine allgemeine oder spezielle technische Lösung ist jedoch nicht Ziel dieser Arbeit.

Der Einfluss des Strom-Gegensystems $I_{(2)1}$ auf $\underline{U}_{(2)}$ und damit auf die Netzspannungsunsymmetrie ist von der spezifischen Netzkonstellation abhängig. Er wird hier nicht betrachtet.

9.2 Betrachtungsumfang

Unter Berücksichtigung der im Rahmen dieser Arbeit vorausgesetzten Größenordnungen von Spannungsunsymmetrien (Kap. 3.2, Absatz (12)) und Zündwinkeländerungen ($\Delta\alpha_{qmax}$, Kap. 4.4.1) kann der Umfang der notwendigen Betrachtungen aus den folgenden Gründen auf die 2. Harmonische I_{d2} im Zwischenkreis und auf die netzseitigen Harmonischen $I_{(2)1}$ sowie $I_{(1)3}$ (Kap. 8) begrenzt werden:

- (1) Die *charakteristischen* Harmonischen bleiben nahezu unbeeinflusst von den durch \underline{k}_U und \underline{k}_S beschriebenen Unsymmetrien (Kap. 7.5, Absatz (3), Kap. 8.2)
- (2) Wie aus *Tabelle 4.1* und aus den in Kap. 7.5, Absätze (2) und (3), genannten Gründen hervorgeht, ist die aus den Unsymmetrien resultierende 2. Harmonische im Zwischenkreis deutlich größer als die nächstgrößere nichtcharakteristische Harmonische.
- (3) Aus den folgenden Gründen sind - mit Ausnahme von $I_{(2)1}$ sowie $I_{(1)3}$ - die durch Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation bedingten nichtcharakteristischen Harmonischen auf der Netzseite beider Stromrichter vernachlässigbar:
 - Resonanzüberhöhungen der Harmonischen sind hinsichtlich der Auslegung der Anlagen vor allem ein Problem der extrem niederfrequenten Harmonischen ($h < 7$). Die nach $I_{(2)1}$ und $I_{(1)3}$ nächstgrößeren nichtcharakteristischen Harmonischen gehören jedoch zu den Seitenbändern der charakteristischen Harmonischen (Kap. 8.1). Für sie gilt demnach $h > 7$.
 - Zur Dämpfung der wichtigsten charakteristischen Harmonischen sind passive Filter installiert. Aufgrund der Impedanz-Charakteristik dieser Filter kann davon ausgegangen werden, dass die zu den Seitenbändern gehörenden nichtcharakteristischen Stromharmonischen in ausreichender Weise mitbedämpft werden.

9.3 Grundlagen

Mit Hilfe des komplexen Steuerunsymmetriefaktors \underline{k}_S (Kap. 4.4.2) lassen sich die *Größe* und die *Verteilung der Zündzeitpunktverschiebungen* $\Delta\alpha_q$ und damit Betrag und Phasenwinkel des zu generierenden Stromzeigers I_{d2} auf der Gleichstromseite (Kap. 7.3) bzw. des damit verbundenen Anteils von $I_{(1)3}$ auf der Netzseite steuern.

Der Vergleich von *Bild 4.1* (Kap. 4.3.4) mit *Bild 4.3* (Kap. 4.4.6) zeigt, dass \underline{k}_S *deutlich größer sein muss als* \underline{k}_U , um eine 2. Harmonische mit gleicher Amplitude zu erzeugen. Der Grund dafür liegt in den Größenverhältnissen jener Spektrallinien der Schaltfunktionen (symmetrische trapezförmige

Schaltfunktion im Falle von Netzspannungsunsymmetrie, Differenzschaltfunktion im Falle von Ansteuermodifikation), die für die Herausbildung der 2. Harmonischen maßgeblich sind (Kap. 3.10 und Kap. 4.1).

Die *Maximalgröße der zu erzeugenden Harmonischen* ist begrenzt, da die Zündzeitpunktverschiebungen $\Delta\alpha_q$ aus den nachfolgend genannten Gründen auf $\Delta\alpha_{qmax}=2,5^\circ$ beschränkt werden sollten:

- (1) Ausnutzung weitgehender Linearität in den funktionalen Beziehungen zwischen k_S (bzw. $\Delta\alpha_q$) und dem Betrag von \underline{I}_{d2} (Kap. 7.3) und indirekt von \underline{I}_{l13} (Kap. 8.3) sowie zwischen θ_S und dem Phasenwinkel φ_{d2} ,
- (2) Keine gegenseitige Beeinflussung von Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation,
- (3) Begrenzung der Löschwinkelabweichungen beim Wechselrichter, um Kommutierungsfehler zu vermeiden bzw. die Löschwinkelreserve klein zu halten,
- (4) Beschränkung der unsymmetrischen Belastung der Ventile und Transformatoren,
- (5) Vorhalten einer Regelreserve um den Einfluss sich ändernder Parameter wie Zündwinkel, Impedanzen und Übersetzungsverhältnisse auf die 2. Harmonische auszugleichen.

Die Betrachtungen in den Kap. 7.2-7.4 zeigen, dass gegebenenfalls nur eine *Teilkompensation* der durch Spannungsunsymmetrie bedingten 2. bzw. 3. Harmonischen möglich ist. Dies kann jedoch ausreichen, um die in Kap. 1.5 genannten Vorteile zu realisieren. Der Begriff „Kompensieren“ wird daher hier auch im Sinne einer Teilkompensation verwendet.

Zur Kompensation der durch Unsymmetrien der Netzspannungen beider Seiten verursachten 2. Stromharmonischen im Zwischenkreis sollten Ansteuermodifikationen *gleichzeitig in den Stromrichtern beider Seiten* vorgenommen werden. Dabei kompensiert jeder der beiden Stromrichter möglichst den von ihm selbst verursachten Anteil. Dies hat folgende Gründe und Vorteile:

1. Absatz (1) oben gilt separat für die von jedem Stromrichter verursachten Teilzeiger (Tabelle 7.2). Dagegen sind die Zusammenhänge zwischen dem *resultierenden Gesamtzeiger* der 2. Stromharmonischen und den Unsymmetriefaktoren \underline{k}_{UA} und \underline{k}_{UB} bzw. \underline{k}_{SA} und \underline{k}_{SB} relativ komplex.
2. Die notwendigen Zündzeitpunktverschiebungen $\Delta\alpha_q$ sind klein.
3. In Abhängigkeit von den Grundfrequenzabweichungen der Netzspannungen in den Netzen A und B weichen auch die Frequenzen der von beiden Stromrichtern hervorgerufenen 2. Harmonischen voneinander ab.

Auch wenn in dieser Arbeit nicht betrachtet:

4. Bei HGFÜ mit Kabeln oder langen Leitungen - dass heißt im Falle von weitgehend entkoppelten Systemen - ist nur eine Kompensation nahe zum Entstehungsort der zu kompensierenden Harmonischen erfolgreich.
5. Im Falle von HGFÜ ist eine Kompensation auch dann möglich, wenn die Kommunikation zwischen den Stationen gestört sein sollte.

9.4 Konzeptioneller Vorschlag für die Kompensation der 2. Stromharmonischen

9.4.1 Ermittlung der Stellgrößen aus der Netzspannungsunsymmetrie

Im *Bild 9.1* ist der konzeptionelle Entwurf einer Kompensationsregelung dargestellt. *Bild 9.1* enthält neben dem exemplarisch für Stromrichter A schematisch dargestellten Primärkreis in gestrichelten Linien die zur konventionellen HGÜ-Regelung zu ergänzenden Signale und Signalwege. Das Kernelement einer solchen Kompensationsregelung ist die Berechnung des Ansteuerusters, das heißt der notwendigen Zündzeitpunktverschiebungen $\Delta\alpha_q$. Zunächst erfolgt die Betrachtung ohne Berücksichtigung einer Rückkopplung.

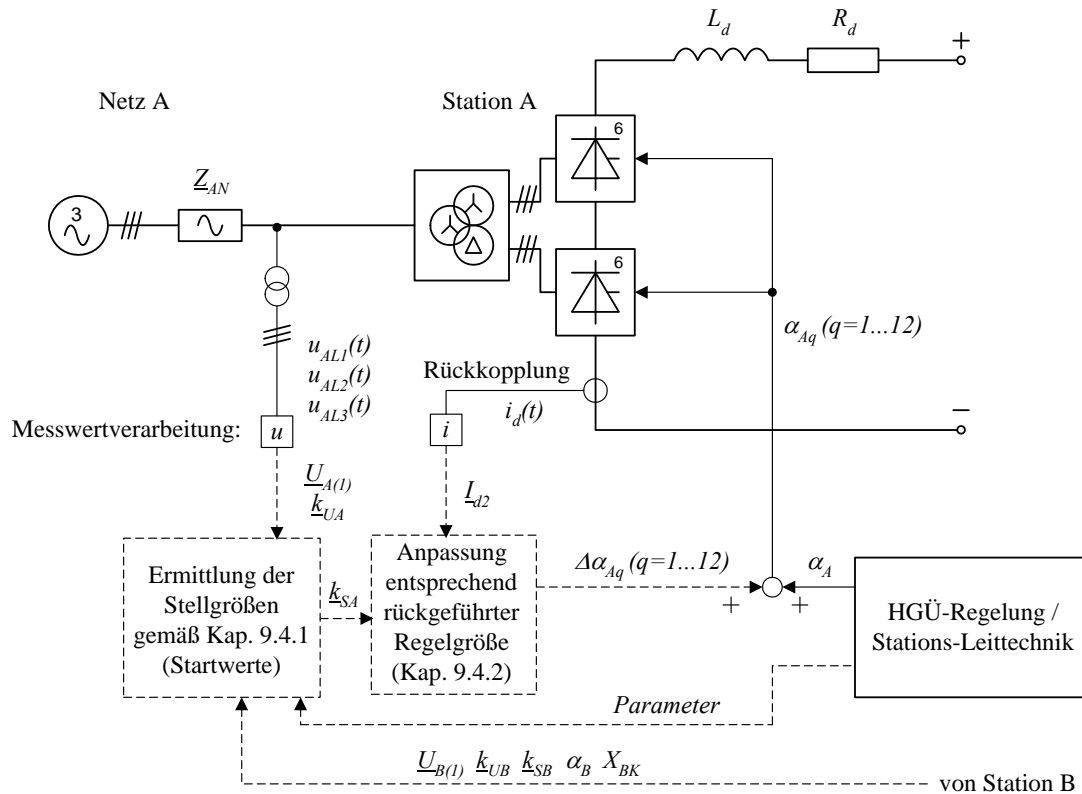


Bild 9.1 Konzept zur Kompensation der 2. Harmonischen I_{d2}

Die Messung der Phasenspannungen und die Herausfilterung der Grundharmonischen ist Teil der konventionellen Regelung und erfolgt deshalb ohne Installation zusätzlicher Komponenten. Dies schafft die Voraussetzungen zur Berechnung von $\underline{U}_{A(1)}$ sowie $\underline{U}_{A(2)}$ und somit zur Bestimmung von \underline{k}_{UA} .

Die weiteren Schritte zur Ermittlung des durch \underline{k}_S beschriebenen Ansteuermusters sind im Bild 9.2 wieder am Beispiel des Stromrichters A dargestellt und nachfolgend beschrieben.

Jedem Stromrichter wird ein bestimmter Anteil (nach Kap. 9.3 möglichst der von ihm selbst verursachte Teilzeiger, d.h. zum Beispiel \underline{I}_{AdU2} für Stromrichter A) an der zu reduzierenden 2. Stromharmonischen \underline{I}_{dU2} zugeordnet. Daraus folgt unmittelbar der von diesem Stromrichter durch Ansteuermodifikation zu generierende Teilzeiger der 2. Stromharmonischen (\underline{I}_{AdS2} für Stromrichter A) mittels Phasenverschiebung um 180° und gegebenenfalls Anpassung der Amplitude (Faktor x) bei Teilkompensation (Bild 9.2).

Aufgrund der Komplexität der Zusammenhänge zwischen \underline{k}_S und \underline{U}_{dS2} bzw. \underline{I}_{dS2} (Kap. 4.4.3-4.4.5) sowie wegen der verwendeten transzendenten Funktionen ist die analytische Ermittlung von \underline{k}_S aus \underline{I}_{dS2} nicht ohne weiteres möglich. Betrachtet man jedoch den von einem Stromrichter generierten Teilzeiger, so lassen sich die in Tabelle 7.4 (Kap. 7.5) für die Ansteuermodifikation aufgeführten funktionalen Eigenschaften und Abhängigkeiten nutzen.

Auf der Basis dieser funktionalen Beziehungen zwischen den komplexen Unsymmetriefaktoren \underline{k}_U und \underline{k}_S einerseits und den Teilzeigern der 2. Stromharmonischen andererseits kann \underline{k}_{SA} aus \underline{I}_{AdS2} bzw. \underline{k}_{SB} aus \underline{I}_{BdS2} wie folgt ermittelt werden:

Für jeden Stromrichter und jede Kombination von Parametern existiert eine wie im Bild 7.6 dargestellte weitgehend lineare Abhängigkeit zwischen dem Betrag I_{dS2} des von diesem Stromrichter zu generierenden Teilzeigers der 2. Harmonischen und k_S . Die zugehörige lineare Funktion kann anhand von Stützstellen ($k_S; I_{dS2}/I_d$) sowie ($k_S''; I_{dS2}''/I_d$) ermittelt und danach der gesuchte Wert für k_S (k_{SA} in Bild 9.2) aus ($I_{dS2} = x \cdot I_{dU2}$) bestimmt werden (Bild 9.2). Dabei ist $x=1$ bei Voll- und $x<1$ bei Teilkompensation.

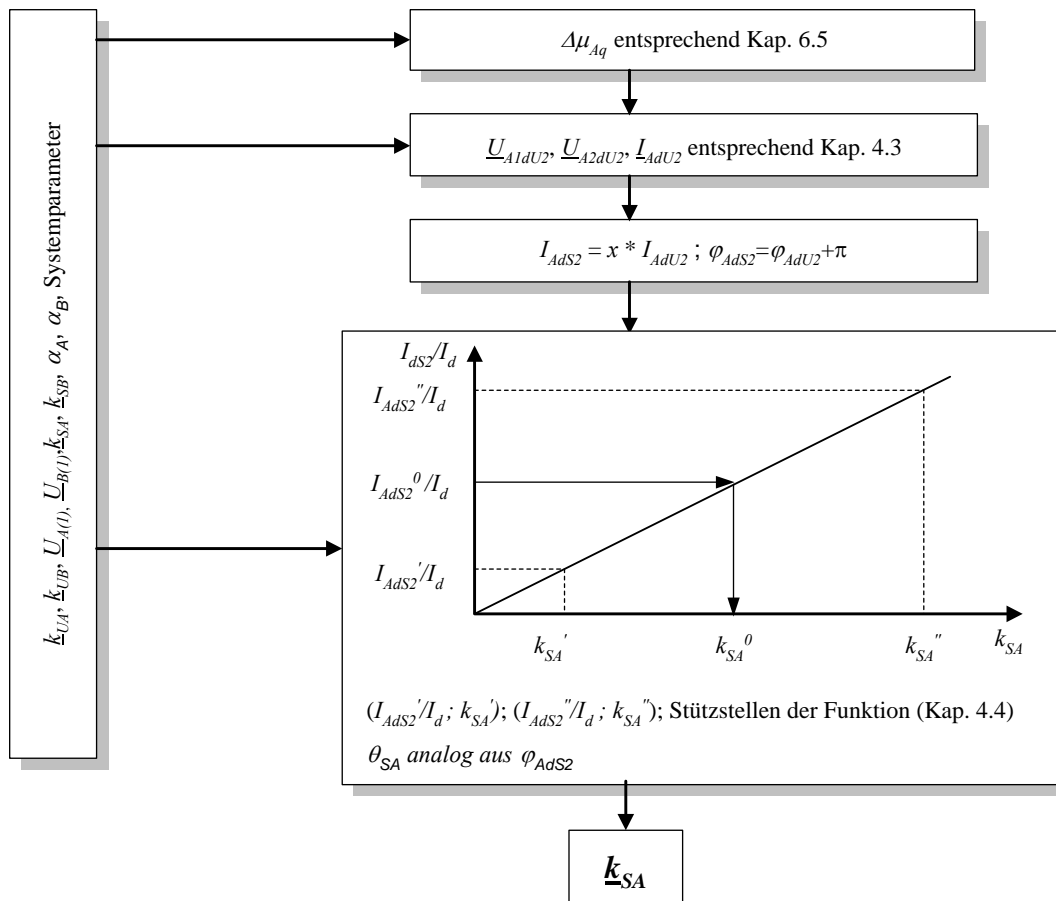


Bild 9.2 Ermittlung von k_S am Beispiel von Stromrichter A

Eine analoge Abhängigkeit existiert zwischen dem Phasenwinkel φ_{dS2} der von einem Stromrichter erzeugten 2. Harmonischen und dem Phasenwinkel θ_S des komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors (Bild 7.9), woraus θ_S bestimmt werden kann.

Mit diesem ersten Schritt ist jedoch nur eine begrenzte Genauigkeit erzielbar. Dies ist bedingt durch die zwar geringfügige, aber dennoch wirksame, funktionale Abhängigkeit des Betrages I_{AdS2} von θ_{SA} (Bild 7.7, Bild 7.8) bzw. analog I_{BdS2} von θ_{SB} .

Die Ermittlung von k_{SA} (bzw. k_{SB}) kann jedoch iterativ verbessert werden indem zuerst der zugehörige Wert für k_S bei einem beliebigen θ_S und danach der zu φ_{dS2} zugehörige Winkel θ_S^0 ermittelt wird. Anschließend wird ein neuer Wert k_S^0 auf der Basis von θ_S^0 aus dem vorangegangenen Schritt berechnet. Dies wird so lange wiederholt bis sich k_S^0 und θ_S^0 praktisch nicht mehr ändern.

Wenn immer zuerst der Wert k_S^0 und danach der Winkel θ_S^0 ermittelt wird und nicht umgekehrt, lässt sich die Anzahl der Iterationsschritte gering halten. Damit wird das nur bei sehr stark voneinander abweichenden k_{SA} und k_{SB} auftretende und im Bild 7.10 dargestellte Problem der starken Nichtlinearität der Funktion $\varphi_{dS2}=f(k_S)$ im Bereich sehr kleiner k_S umgangen.

Entsprechend Gl. (4.4) folgen aus k_S und θ_S die Zündzeitpunktverschiebungen $\Delta\alpha_q$, welche dem Zündwinkel α überlagert und als individuelles Zündsignal mit $\alpha_q = \alpha + \Delta\alpha_q$ jedem Ventil q zugeführt werden.

Die Berechnung von Betrag und Phasenlage der durch die Spannungsunsymmetrien hervorgerufenen Stromzeiger \underline{I}_{AdU2} und \underline{I}_{BdU2} sollte mit der höchstmöglichen Genauigkeit erfolgen. Die Betrachtungen in Kap. 7 zeigen, dass dafür das Rechenverfahren nach Modell 1 die besten Voraussetzungen liefert. Das gilt sinngemäß auch für die durch die Ansteuermodifikation zu erzeugenden Zeiger \underline{I}_{AdS2} und \underline{I}_{BdS2} .

Die Stationsleittechnik stellt die für diese Rechengänge notwendigen zusätzlichen Parameter - wie zum Beispiel die Zündwinkel α_A und α_B sowie die Systemimpedanzen - bereit. Die harmonische Gesamtimpedanz resultierend aus HGÜ und Netz lässt sich - vor allem wenn das zugehörige Impedanz-

äquivalent des Netzes (zum Beispiel als Resonanzkreis oder –sektor [60]) bekannt ist - relativ genau abschätzen. Die verbleibende Ungenauigkeit wegen der nicht exakt ermittelbaren frequenzabhängigen Netzimpedanzen trägt zum Gesamtfehler des Verfahrens bei. Sie ist jedoch vertretbar, wenn die harmonischen Netzimpedanzen nur einen relativ kleinen Anteil an der Gesamtimpedanz liefern. Diese Bedingung ist im Normalfall erfüllt. Ansonsten sollten – in Abstimmung mit dem jeweiligen Netzbetreiber – die Impedanzäquivalente für bestimmte Schaltzustände im Netz ermittelt und diese Schaltzustände im Betrieb signalisiert werden.

9.4.2 Rückkopplung

Basiert die Berechnung der Stellgrößen $\Delta\alpha_q$ allein auf den Eingangsgrößen k_{UA} und k_{UB} , kann die 2. Harmonische nicht auf den kleinstmöglichen Wert reduziert werden. Die Gründe dafür sind

- (1) die Abweichungen von den vorausgesetzten Linearitäten bestimmter funktionaler Beziehungen,
- (2) die Vernachlässigung aller Komponentenzeiger kleinerer Größe (Kap. 4.3.1),
- (3) geringfügige Abhängigkeiten zwischen Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation,
- (4) die Annäherung der aus $\Delta\mu_q$ hervorgehenden Differenzimpulse an regelmäßige trapezförmige Impulse,
- (5) die nicht genau bekannten harmonischen Impedanzen der Drehstromsysteme,
- (6) weitere Anteile der 2. Harmonischen, welche nicht durch Spannungsunsymmetrien bedingt sind,
- (7) Rechen- und Messungenauigkeiten sowie Toleranzen,
- (8) gegebenenfalls Ausfall der Kommunikation zwischen beiden Stromrichtern bei HGFÜ.

Die Reduzierung der 2. Harmonischen des Zwischenkreisstromes auf ein Minimum erfordert den Ausbau der Steuerung zur Regelung durch Rückführung der Regelgröße (*Bild 9.1*). Dies ermöglicht eine „Feinjustierung“ der Ansteuermodifikation. Auch hierfür sind keine zusätzlichen Investitionen in Primärtechnik erforderlich, da Messwandler zur Messung des Zwischenkreisstromes vorhanden sind. Die Genauigkeit des Übersetzungsverhältnisses dieser Messwandler bei der 2. Harmonischen ist für die Teilkompensation relevant und sollte so genau wie möglich gewählt werden (Proportionalfehler). Offsetfehler bei Messung oder Messwertverarbeitung verschlechtern das Ergebnis auch bei Vollkompensation.

Die gemäß Kap. 9.4.1 berechneten Steuerungsunsymmetriefaktoren k_{SA} und k_{SB} liefern die Startwerte für diese Regelung und bieten eine Rückfalloption bei Ausfall der Rückkopplung.

9.5 Betrachtung der Drehstromseite

Aus den Überlegungen in Kap. 9.2 kann geschlussfolgert werden, dass bei der Kompensation der 2. Stromharmonischen im Zwischenkreis mittels gezielter Verschiebungen der Zündzeitpunkte die Belastung der Netze mit zusätzlichen nichtcharakteristischen Harmonischen gering ist. Die Betrachtung kann sich deshalb auf die Wechselwirkungen zwischen I_{d2} und dem Strom-Gegensystemzeiger $\underline{I}_{(2)1}$ der Grundharmonischen sowie zwischen I_{d2} und dem Strom-Mitsystemzeiger $\underline{I}_{(1)3}$ der 3. Harmonischen konzentrieren.

In der Praxis wird der Anteil $\underline{I}_{(2)1}$ der Grundharmonischen selten berücksichtigt, da er in der Oberschwingungsbilanz einer solchen Anlage nicht auftaucht. Es sollte jedoch bei einer praktischen Anwendung der Kompensationsregelung unter Einbeziehung der Netzimpedanz untersucht werden, welchen Einfluss es auf das Spannungs-Gegensystem $\underline{U}_{(2)}$ hat, um Verstärkungseffekte zu vermeiden.

Der 3. Harmonischen jedoch gilt aus den in Kap. 1.5 genannten Gründen eine hohe Aufmerksamkeit. Es muss nun geklärt werden, ob eine Verkleinerung oder auch eine Verstärkung des durch die Spannungsunsymmetrie bedingten Anteils infolge der Ansteuermodifikation auftreten kann.

Nicht betrachtet wird hier der durch Sättigungseffekte bedingte Anteil an der 3. Harmonischen. Dieser ist ein Nullsystem und deshalb nur auf der Netzseite der Transformatoren und überdies meist nur kurzzeitig vorhanden.

Die Berechnung der durch die Stromrichter netzseitig eingepprägten Stromharmonischen erfolgt gemäß Kap. 8. Wie in *Tabelle 8.1* und Kap. 8.3 beschrieben, empfiehlt es sich, die netzseitigen harmonischen Stromzeiger als aus mehreren Komponentenzeigern bestehend zu betrachten [44]. Die Einteilung dieser Komponentenzeiger erfolgt entsprechend dem Mechanismus ihrer Entstehung. Dies schließt die durch Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation bedingten Effekte ein. Ein Beispiel ist im *Bild 9.3* für das Mitsystem der 3. Stromharmonischen gegeben.

Die erste Komponente $\underline{I}_{1(1)3}$ folgt aus der Faltung von \underline{I}_{d2} mit der symmetrischen Schaltfunktion der entsprechenden Phase. Die zweite und dritte Komponente $\underline{I}_{2(1)3}$ und $\underline{I}_{3(1)3}$ ergibt sich jeweils aus der Faltung von I_d mit der jeweils zugehörigen Differenz-Schaltfunktion für $\Delta\alpha_q$ bzw. $\Delta\mu_q$ sowie anschließender Umrechnung in das System der symmetrischen Komponenten.

Das Größenverhältnis zwischen den Komponenten $\underline{I}_{1(1)3}$ sowie $\underline{I}_{2(1)3}$ bzw. $\underline{I}_{3(1)3}$ hängt von der Glättung des Zwischenkreisstromes, aber auch vom Grad der Reduzierung der 2. Harmonischen durch Ansteuermodifikation ab. Bei Erhöhung der Glättung wird \underline{I}_{d2} und damit auch $\underline{I}_{1(1)3}$ kleiner.

Im Falle einer vollständigen Kompensation der 2. Stromharmonischen ($\underline{I}_{d2}=0$) würde deshalb nur die erste Komponente der 3. Stromharmonischen ($\underline{I}_{1(1)3}$) verschwinden. Der verbleibende Anteil durch die zweite und dritte Komponente ($\underline{I}_{2(1)3}$ und $\underline{I}_{3(1)3}$) ergibt sich aus allen durch Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation bedingten Kommutierungs- und Zündwinkelabweichungen.

Eine Kompensationsregelung entsprechend dem Konzept im *Bild 9.1* kann deshalb die durch Netzspannungsunsymmetrie verursachte 3. Harmonische gegebenenfalls reduzieren, jedoch nicht vollständig unterdrücken. Der Grad der Reduzierung hängt auch davon ab, welches Größenverhältnis und welche Phasenlage die vektorielle Summe der nur bei Ansteuermodifikation auftretenden Stromzeiger $\underline{I}_{2(1)3}=\underline{I}_{2(1)S3}$ und $\underline{I}_{3(1)S3}$ gegenüber dem aus der Netzspannungsunsymmetrie resultierenden Zeiger $\underline{I}_{3(1)U3}$ hat.

Die gleiche Betrachtung kann für das Gegensystem der Grundharmonischen $\underline{I}_{(2)1}$ geführt werden.

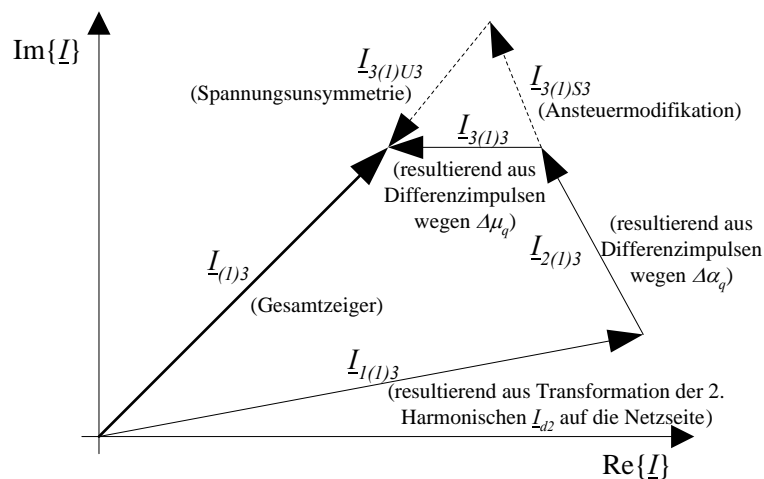


Bild 9.3 Komponentenzeiger der netzseitigen 3. Harmonischen

9.6 Vorschlag zur Weiterentwicklung des Konzeptes

Eine Weiterentwicklung des Konzeptes sollte eine Orientierung der Ansteuerung entsprechend den anlagenspezifischen Anforderungen hinsichtlich der 2. Harmonischen auf der Gleichstromseite und der 3. Harmonischen auf der Netzseite umfassen. Das heißt, es kann eine vollständige Kompensation der drehstromseitigen 3. Harmonischen *oder* der gleichstromseitigen 2. Harmonischen *oder* ein Optimum zwischen beiden Harmonischen angestrebt werden.

Dafür wird das Konzept aus *Bild 9.1* ergänzt um

- die Berechnung der im Kap. 9.5 genannten Komponenten der 3. Harmonischen,
- ein Stellglied, welches den Grad der Kompensation der 2. und 3. Harmonischen steuert,
- die Rückführung der gemessenen Werte für die 3. Harmonische, deren Umwandlung in symmetrische Komponenten und die Anpassung der Ansteuerung entsprechend dem rückgekoppelten Signal.

Auch für diese Weiterentwicklung ist keine zusätzliche Primärtechnik erforderlich, wenn eine Strommessung im Transformatorabgang installiert ist und eine genaue Abbildung der 3. Harmonischen damit möglich ist.

9.7 Berechnungsbeispiel zur Kompensation der 2. Harmonischen im Zwischenkreis

Anhand eines rechnerischen Beispiels wird für I_{d2} die grundsätzliche Machbarkeit einer Kompensationsregelung demonstriert. Im Rahmen eines konservativen Ansatzes werden die *ohne Berücksichtigung einer Rückkopplung* (Kap. 9.4.2) erzielbaren Ergebnisse aufgezeigt.

Zur Veranschaulichung wird das schon in den Kap. 4.3.4 und 7.2 verwendete Berechnungsbeispiel (Parameter entsprechend Kap. 4.3.4) herangezogen. *Die Größe der Spannungsunsymmetrien auf beiden Seiten wird nun jedoch auf 1% festgelegt.* Dadurch kann gezeigt werden, dass eine Vollkompensation der 2. Harmonischen bei Spannungsunsymmetrien normaler Größe grundsätzlich erreichbar ist, ohne die Ventil-Zündzeitpunkte um mehr als $2,5^\circ$ verändern zu müssen. Die Effektivwerte der durch $\underline{U}_{A(2)}$ und $\underline{U}_{B(2)}$ hervorgerufenen 2. Stromharmonischen sind etwa halb so groß im Vergleich zu jenen, die im *Bild 4.1* und im *Bild 7.2* dargestellt sind.

Die für das Ziel einer Vollkompensation notwendigen Ansteuermodifikationen (Zündzeitpunktverschiebungen) beider Stromrichter wurden gemäß dem in Kap. 9.4.1 vorgeschlagenen Vorgehen analytisch berechnet. Dies erfolgte in Abhängigkeit von der in diesem Beispiel variablen Phasenlage θ_{UA} zwischen $\underline{U}_{A(1)}$ und $\underline{U}_{A(2)}$ über einen Bereich von 360° . Die errechneten Zündzeitpunktverschiebungen $\Delta\alpha_q$ beider Stromrichter sind in Anl. 11, *Tabelle A11.1* beispielhaft für 4 verschiedene Werte θ_{UA} aufgelistet. Diese Tabelle zeigt, dass sich die Verteilung der $\Delta\alpha_{Aq}$ in Abhängigkeit von θ_{UA} ändert. Wegen der gleichbleibenden Spannungsunsymmetrie im Netz B ($\underline{k}_{UB}=1,0\% \angle 175^\circ = \text{konstant}$) gibt es nur eine geringfügige Variation der $\Delta\alpha_{Bq}$, welche durch die Änderung des vom Stromrichter B generierten Komponentenzeigers \underline{U}_{B2dU2} bzw. \underline{I}_{B2dU2} (Kap. 4.3.3, Kap. 7.2) bedingt ist. Dieser Komponentenzeiger wird durch die Kommutierungswinkelabweichungen $\Delta\mu_{Bq}$ (Kap. 6.5) hervorgerufen, welche bei Änderung der Spannungsunsymmetrie im Stromrichter A unter der Bedingung nichtidealer Glättung geringfügig variieren (Kopplungswirkung des Zwischenkreises).

Im *Bild 9.4* ist die bezogene Größe der durch die Spannungsunsymmetrien beider Seiten bedingten 2. Stromharmonischen dargestellt, wie sie sich aus der analytischen Berechnung bei äquidistanter Ansteuerung (Kurve „Spannungsunsymmetrie“) und bei gezielter Ansteuermodifikation (Kurve „Kompensation“) ergibt. Zur Verifikation sind für $\theta_{UA}=0$, $\theta_{UA}=90^\circ$, $\theta_{UA}=180^\circ$ und $\theta_{UA}=270^\circ$ die entsprechenden Simulationsergebnisse angegeben. Es zeigt sich, dass mit Hilfe der Ansteuermodifikationen in beiden Stromrichtern über dem gesamten Bereich von θ_{UA} eine zum Teil sehr deutliche Absenkung der Pegel der 2. Harmonischen möglich ist. Aus den in Kap. 9.4.2, Absätze (1)-(4), genannten Gründen kann jedoch andererseits nicht erwartet werden, dass ohne Rückkopplung eine Vollkompensation, das heißt $I_{d2}=0$, erreicht wird.

Um den *Einfluss der* im praktischen Betrieb normalerweise nicht genau bekannten *harmonischen Netzimpedanzen* aufzuzeigen, wurden für dieses Beispiel Kurven ergänzt, die aus der analytischen Berechnung ohne Netzimpedanzen ($\underline{Z}_{AN}=\underline{Z}_{BN}=0$) resultieren. Sowohl bei äquidistanter Ansteuerung als auch bei Ansteuermodifikation sind die entsprechenden Funktionen für $|\underline{Z}_{AN}|=|\underline{Z}_{BN}|=0$ und $|\underline{Z}_{AN}|>0$, $|\underline{Z}_{BN}|>0$ fast deckungsgleich. Der Einfluss der Netzimpedanzen auf die Harmonischen und den Kompensationseffekt ist somit im Verhältnis zum Einfluss der Impedanzen der Transformatoren und Glättungs-drossel gering. Es sei noch angefügt, dass bei dieser Kurzkupplung die Reaktanz der Stromrichter-Transformatoren zwar relativ groß ist ($u_{k\%}=19,6\%$ als typischer Wert für Kurzkupplungen), ande-

rerseits die in diesem Beispiel verwendete Glättungsdrossel ($L_d=40\text{mH}$) einen vergleichsweise kleinen Wert darstellt.

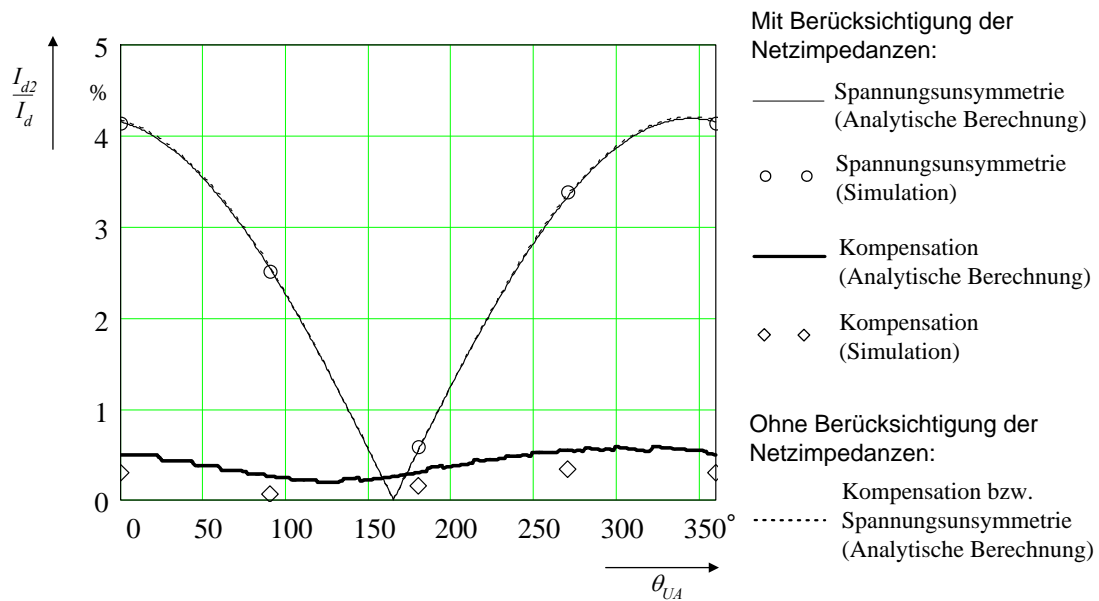


Bild 9.4 Bezogener Effektivwert der durch Spannungsunsymmetrien beider Seiten hervorgerufenen 2. Stromharmonischen als Funktion von θ_{UA} ($k_{UA}=1\%$, $k_{UB}=1\% \angle 175^\circ$) vor und während Kompensation

Analog zu *Bild 9.4* zeigt *Bild 9.5* die Auswirkungen der zur Kompensation der 2. Harmonischen verwendeten Ansteuermodifikation auf die 10. Harmonische als die nächstgrößere nichtcharakteristische Stromharmonische im Zwischenkreis. Diese kann – wie in diesem Beispiel deutlich wird – gegebenenfalls verstärkt werden. Die Pegel der 10. Harmonischen bewegen sich dabei jedoch ungefähr in der Größenordnung der Restpegel der 2. Harmonischen nach der Kompensation. Sie erreichen in diesem Beispiel ihr Maximum, wenn I_{dU2} sehr klein ist, das heißt die Auswirkungen der Spannungsunsymmetrien in den Netzen A und B sich allein wegen deren Phasenverschiebung kompensieren. In diesem Fall könnte durch eine *Zusatzfunktion* der Regelung die aktive Kompensation (Ansteuermodifikation) abgeschaltet werden.

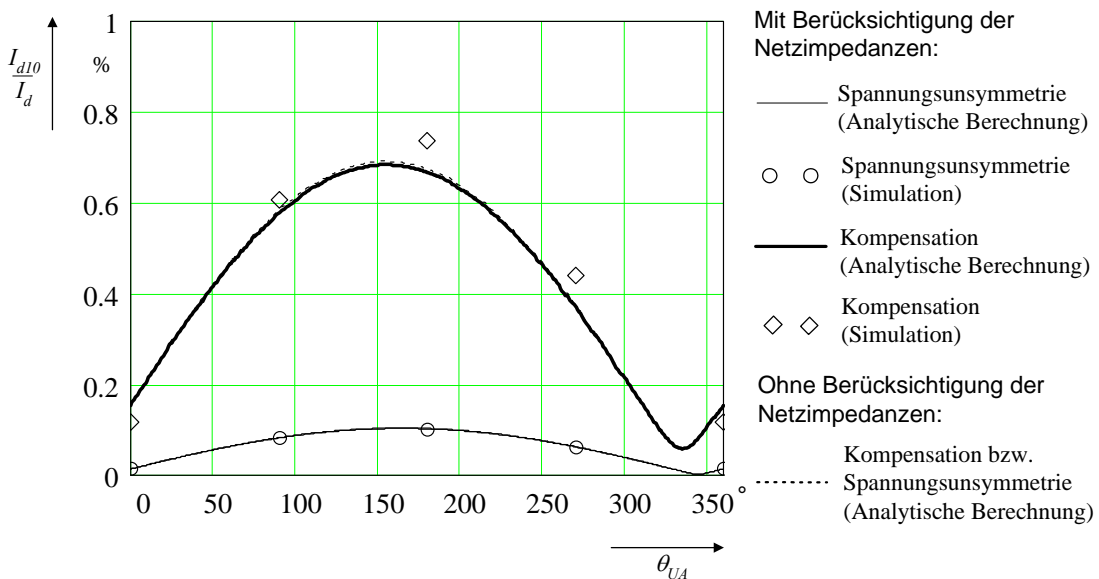


Bild 9.5 Bezogener Effektivwert der durch Spannungsunsymmetrien beider Seiten hervorgerufenen 10. Stromharmonischen als Funktion von θ_{UA} ($k_{UA}=1\%$, $k_{UB}=1\% \angle 175^\circ$) vor und während Kompensation

Das Beispiel zeigt eine grundsätzliche Eigenschaft jeder aktiven Kompensation, die im Kern eine zusätzliche – wenn auch gezielte – Störung darstellt. Neben dem positiven Effekt zeigen sich auch unerwünschte Nebeneffekte. In diesem Fall ist es die Erzeugung von zusätzlichen höherfrequenten Harmonischen. Auf die Bewertung des Gesamtnutzens des in dieser Arbeit vorgeschlagenen Eingriffs in die Steuerung hat dies jedoch nur einen geringen Einfluss, da die Amplituden der zusätzlichen höherfrequenten Harmonischen klein sind und deren Auswirkung auf die Netze durch die drehstromseitigen Filter minimiert wird (Kap. 9.2).

Im Folgenden wird anhand dieses Beispiels die Änderung der Stromspektren auf der Gleich- und Drehstromseite (Stromrichter A) unter dem Einfluss der Kompensationsregelung aufgezeigt. Die Spektren in

Bild 9.6 für die Gleichstromseite

Bild 9.7 und *Bild 9.8* für die Drehstromseite an den netzseitigen Klemmen der Transformatoren des Stromrichters A

repräsentieren jeweils die Effektivwerte der Stromharmonischen (drehstromseitig im Mit- und Gegensystem). Diese resultieren aus den in diesem Beispiel ausgewählten Spannungsunsymmetrien in beiden Netzen ohne und mit der gezielten Ansteuermodifikation zur Kompensation der 2. Stromharmonischen im Zwischenkreis.

Sie enthalten die charakteristischen und nichtcharakteristischen Stromharmonischen als bezogene Größen mit Ausnahme der Grundharmonischen $I_{A(1)1}$ (Mitsystem) auf der Netzseite und des Gleichanteils I_d im Zwischenkreis. Die Bezugsgröße für die gleichstromseitigen Harmonischen ist I_d und für die drehstromseitigen Größen $I_{A(1)1}$.

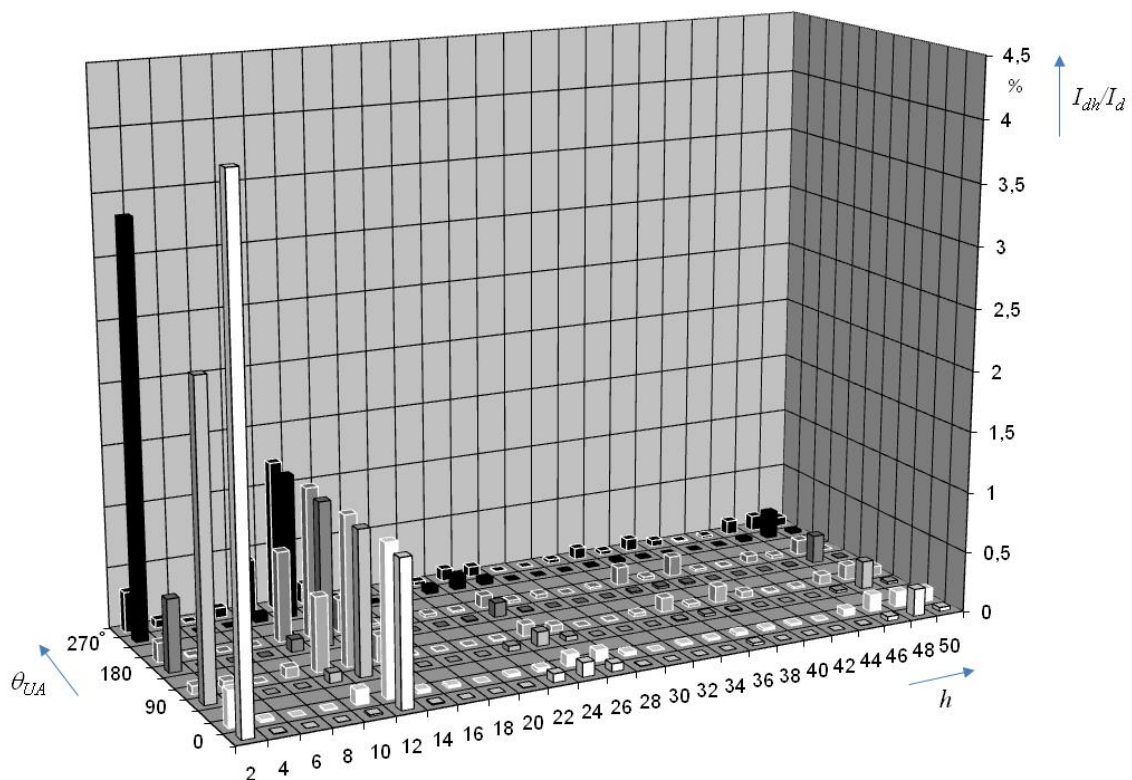


Bild 9.6 Spektrum (Effektivwerte) des Zwischenkreisstromes bei Spannungsunsymmetrien in beiden Netzen gemäß *Tabelle A11.1* (Anl. 11) ohne (Säulen mit schwarzen Rändern) und mit aktiver Kompensationsregelung (weiße Ränder)

Die in diesem Beispiel vom Stromrichter B hervorgerufenen Spektren der Harmonischen auf der Netzseite B unterscheiden sich nicht gravierend von jenen auf der Seite A. Auf eine Darstellung wird deshalb verzichtet.

Das Berechnungsbeispiel bestätigt, dass durch die auf die größtmögliche Reduzierung der 2. Harmonischen ausgerichtete Ansteuermodifikation

- (1) eine deutliche Verminderung der Pegel der 2. Harmonischen möglich ist,
- (2) einige tolerierbare Verstärkungseffekte bei den übrigen geradzahligen nichtcharakteristischen Harmonischen (besonders jene mit den Ordnungszahlen $h=12m\pm 2$ auf der Gleichstromseite und $h=(12r+1\pm 2)$ bzw. $h=(12r-1\pm 2)$ auf der Drehstromseite, m und r gemäß *Tabelle 8.1*) auftreten können,
- (3) das Mitsystems der 3. Harmonischen ($\underline{I}_{(1)3}$) und das Gegensystem der Grundharmonischen ($\underline{I}_{(2)1}$) auf der Netzseite nicht verschwinden und gegebenenfalls sogar verstärkt werden (siehe Kap. 8.3).

Die in Absatz (3) erwähnte mögliche Verstärkung von $\underline{I}_{(1)3}$ und $\underline{I}_{(2)1}$ tritt dann auf, wenn durch die Ansteuermodifikation die Unsymmetrie der Stromblöcke im dreiphasigen System vergrößert wird.

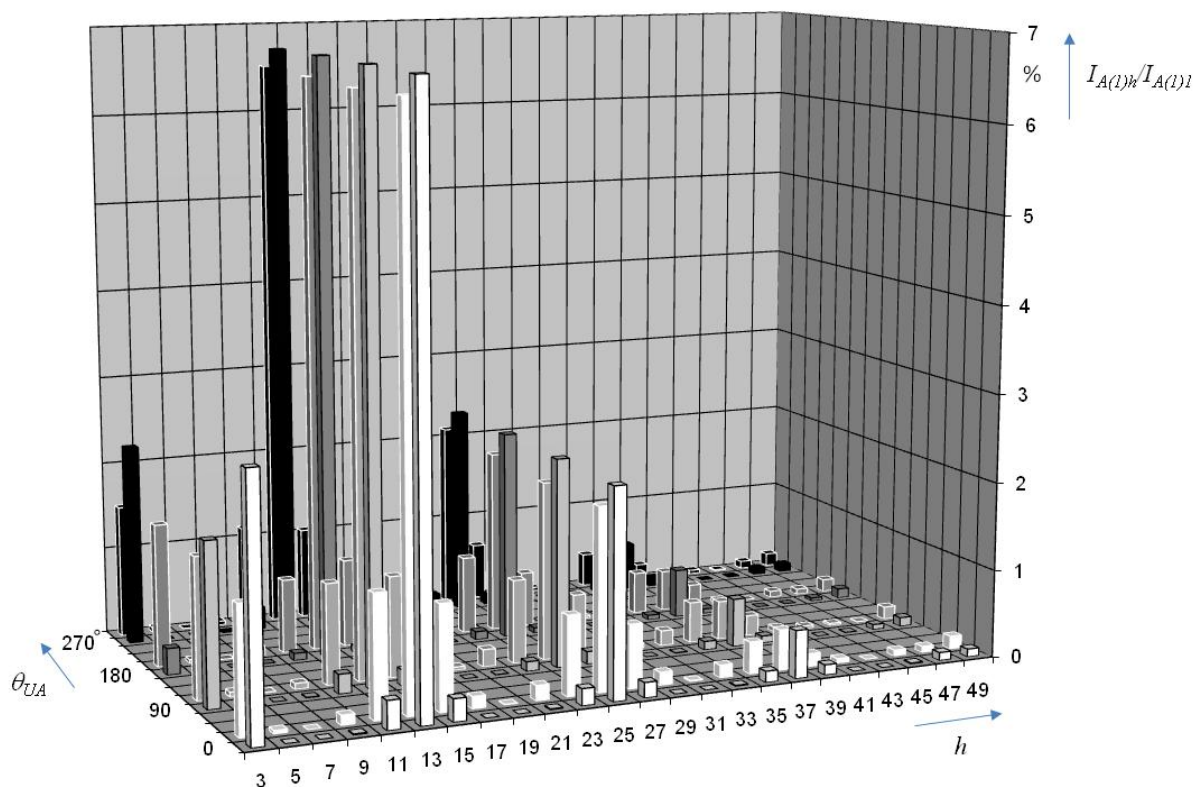


Bild 9.7 Spektrum (Effektivwerte) der vom Stromrichter A generierten Mitsystem-Stromharmonischen bei Spannungsunsymmetrien in beiden Netzen gemäß *Tabelle A11.1* (Anl. 11) ohne (Säulen mit schwarzen Rändern) und mit aktiver Kompensationsregelung (weiße Ränder)

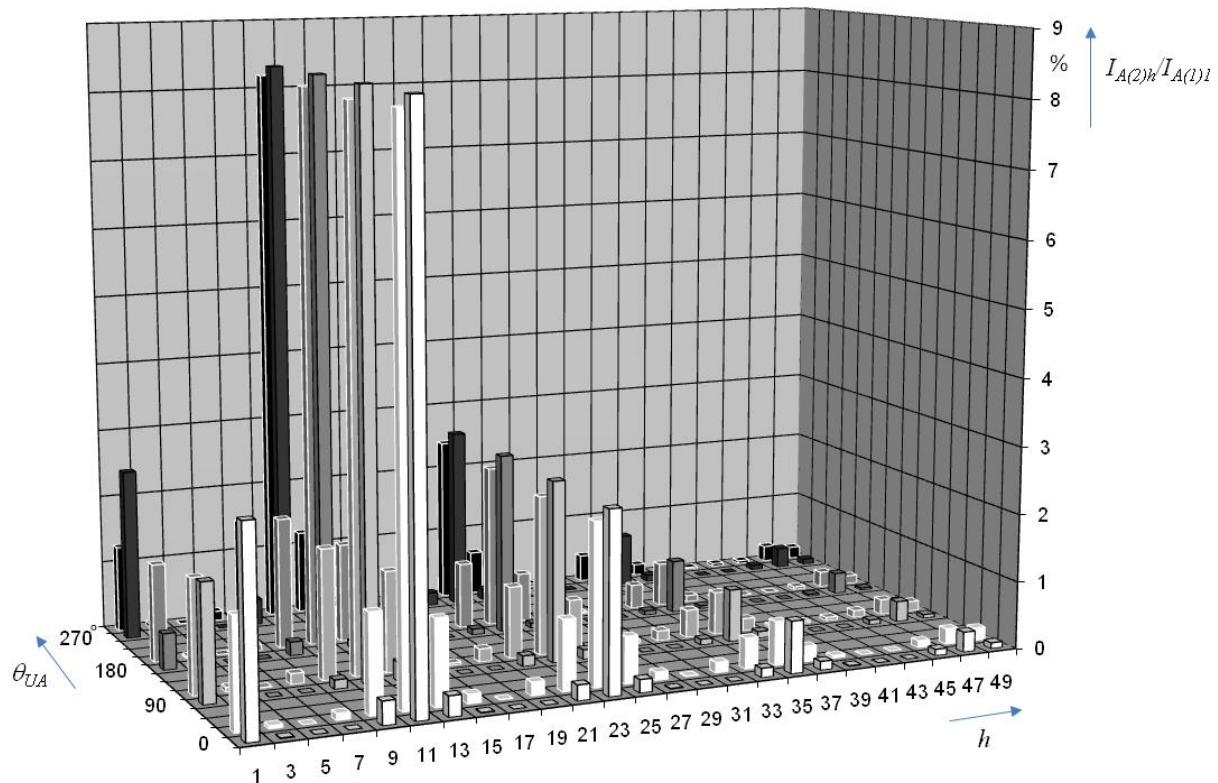


Bild 9.8 Spektrum (Effektivwerte) der vom Stromrichter A generierten Gegensystem-Stromharmonischen bei Spannungsunsymmetrien in beiden Netzen gemäß *Tabelle A11.1* (Anl. 11) ohne (Säulen mit schwarzen Rändern) und mit aktiver Kompensationsregelung (weiße Ränder)

Eine Weiterentwicklung der Kompensationsregelung entsprechend Kap. 9.6 kann diesen Effekt zumindest für die 3. Harmonische durch Optimierung der Kompensationsstrategie zwischen Gleich- und Drehstromseite vermindern.

Ohne Kompensation sind die Größenänderungen von I_{d2} sowie von $I_{A(1)3}$ bzw. $I_{A(2)1}$ in Abhängigkeit von θ_{UA} sehr ähnlich. Dies deutet auf die in diesem Beispiel vorhandene großmögliche Dominanz der von I_{d2} abhängigen Komponente ($I_{A1(1)3}$, $I_{A1(2)1}$) gegenüber der von den Kommutierungswinkelabweichungen bestimmten Komponente ($I_{A3(1)3}$, $I_{A3(2)1}$) hin (Kap. 9.5).

9.8 Ergebnisse und Schlussfolgerungen

Durch gezielte Modifikation der Ansteuersignale einer Zwölfpulsbrücke können gleichzeitig folgende Aufgaben erfüllt werden:

- Reduktion der durch Spannungsunsymmetrien bedingten 2. Harmonischen im Zwischenkreis (I_{d2}) und damit auch Verringerung der Kopplung zwischen den HGÜ-Stromrichtern,
- Reduktion der netzseitigen 3. Harmonischen ($I_{(1)3}$) basierend auf der Rückkopplung des Messsignals und unter Berücksichtigung von I_{d2} ,
- Vermeidung von Stromlücken

Es wurde ein Basiskonzept einer solchen Kompensationsregelung vorgeschlagen. Diese würde im Allgemeinen keine zusätzliche Primärtechnik erfordern und wäre eine Ergänzung zu den bei HGÜ implementierten Regelfunktionen.

Die Kompensationsregelung beinhaltet die Berechnung einer Ansteuermodifikation aus den komplexen Unsymmetriefaktoren k_U und k_S und den Parametern der Anlage.

Zusätzlich soll eine Rückführung der Regelgröße die Möglichkeit eröffnen, die mit dem Verfahren verbundenen Ungenauigkeiten auszugleichen. Mittels konventioneller Regelverfahren erfolgt eine zielgerichtete Feinabstimmung der Ansteuermodifikation.

Eine vollständige Kompensation von I_{d2} zieht keine vollständige Kompensation der damit verbundenen netzseitigen Harmonischen nach sich. Dies ist damit begründet, dass sowohl I_{d2} als auch $I_{(1)3}$ und das Strom-Gegensystem der Grundharmonischen $I_{(2)1}$ jeweils aus mehreren Teilkomponenten bestehen, die unterschiedliche funktionale Abhängigkeiten von der Netzspannungsunsymmetrie als auch von der Steuerungsunsymmetrie aufweisen. Aus diesem Grund wird eine optimierte *Teilkompensation* von I_{d2} und $I_{(1)3}$ vorgeschlagen, die beide Harmonische in ausreichender Weise reduziert.

Gegebenenfalls kann auch das Strom-Gegensystem der Grundharmonischen einbezogen werden. [82] zeigt allerdings, dass nur sehr schwache Netze auf diese Weise symmetriert werden können, was im Umkehrschluss bedeutet, dass unter normalen Verhältnissen die Spannungsunsymmetrie durch die hier vorgeschlagene Regelung kaum beeinflusst wird.

Voraussetzung ist, dass neben dem Zwischenkreisstrom auch die netzseitigen Ströme gemessen und die betreffenden Harmonischen rückgekoppelt werden.

Die in dieser Arbeit vorgestellte konzeptionelle Lösung zeigt die Machbarkeit einer solchen Kompensationsregelung. Zur Entwicklung und Implementierung einer technischen Lösung sind weitere Betrachtungen notwendig, wie zum Beispiel:

- Vervollständigung der Algorithmen durch Berücksichtigung des Einflusses von Kapazitäten,
- Detaillierte Gestaltung des Regelkreises
- Analyse des Einflusses von Resonanzen und Störgrößen (zum Beispiel Netzharmonische),
- Übergang in Teilkompensationsbetrieb durch Begrenzungen,
- Mess- und Digitalisierungsfehler,
- Kommunikation zwischen den Stromrichtern,
- Wechselwirkung mit Netzspannungsunsymmetrie,
- Optimierung der Reduzierung zwischen der 2. und der 3. Harmonischen in Abhängigkeit von netz- und gleichstromseitigen Anforderungen,
- Verhalten im Netzbetrieb und bei besonderen Netzzuständen,
- Überprüfung möglicher Verstärkungen anderer Harmonischer.

10 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit widmet sich der Fragestellung, ob ein HGÜ-Stromrichter die bei Netzspannungsunsymmetrien auftretende 2. Harmonische auf der Gleichstromseite und die damit korrespondierende 3. Harmonische auf der Netzseite aktiv dämpfen kann. Dazu wird vorgeschlagen, mittels einer *gezielten Modifikation des Ansteuerusters* gegenphasige Komponenten dieser Harmonischen zu erzeugen. Da dafür keine zusätzlichen Komponenten im Primärkreis erforderlich sind, würde dies eine sehr kostengünstige Variante zur Reduktion darstellen.

Alle Betrachtungen werden unter Zugrundelegung der in Kap. 3.2 aufgeführten Voraussetzungen, Annahmen und Festlegungen geführt. Da es sich um eine grundsätzlich neue Herangehensweise handelt, erfolgte die Entwicklung der mathematischen Modelle ohne Berücksichtigung der Kapazitäten auf der Gleichstromseite. Die Ergebnisse gelten deshalb vorzugsweise für HGK.

Die wichtigsten Gründe, welche für eine Reduzierung der 2. und 3. Harmonischen sprechen, sind die Einhaltung spezifizierter Grenzwerte für die Spannungsverzerrung sowie die Vermeidung von Resonanzproblemen und des Stromlückens im Stromrichter.

Für die *Entwicklung eines Algorithmus zur Berechnung dieser Ansteuermodifikation* stellte sich die Frage nach einer ausreichend genauen Modellbildung der quasistationären Vorgänge in beiden Zwölfpulsbrücken und deren gegenseitige Beeinflussung

- (a) bei Netzspannungsunsymmetrien in beiden Netzen,
- (b) bei Ansteuermodifikationen in beiden HGÜ-Stromrichtern sowie
- (c) bei Netzspannungsunsymmetrien und Ansteuermodifikationen in beiden Stromrichtern (Überlagerung von (a) und (b)).

Da Simulationen im Zeitbereich oder Iterationsverfahren für den praktischen Betrieb wenig geeignet sind, wurden die Betrachtungen auf der Basis analytischer Rechenverfahren geführt.

Die *Beschreibung der Spannungsunsymmetrie erfolgt mit Hilfe des komplexen Spannungsunsymmetriefaktors \underline{k}_U* , der aus dem Quotienten der Zeiger von Gegen- und Mitsystem der Netzspannung gebildet wird.

Analog zum Spannungsunsymmetriefaktor wurde ein *komplexer Steuerungsunsymmetriefaktor \underline{k}_S* eingeführt, der die *Zündzeitpunktverschiebungen aller 12 Ventile eines Stromrichters eindeutig beschreibt*. Die Größe der Zündzeitpunktverschiebung $\Delta\alpha_q$ jedes Ventils ist proportional zur Größe von \underline{k}_S .

Bei der Entwicklung des analytischen Rechenmodells hat sich gezeigt, dass die konventionelle Herangehensweise bei der Berechnung der harmonischen Stromzeiger und der dafür notwendigen Kommutierungswinkel nicht die für eine solche Kompensationsregelung notwendige Genauigkeit garantiert. Insbesondere müssen folgende Effekte berücksichtigt werden:

1. *Bei geringer Glättung des Zwischenkreisstromes treten Kommutierungswinkeldifferenzen zwischen den Ventilen auf. Auch der mittlere Kommutierungswinkel aller Ventile eines Stromrichters kann dann von jenem abweichen, welcher sich aus den konventionellen Gleichungen ergibt.*
2. *Es kann nur dann eine für eine Kompensationsregelung notwendige Genauigkeit der berechneten Stromzeiger erreicht werden, wenn eine durch die Kommutierungswinkeldifferenzen bedingte Komponente jedes Stromzeigers berücksichtigt wird.*

Um die erste Anforderung zu erfüllen, werden erstmals

- (1) *analytische Gleichungen für die Berechnung der diskreten Stromwerte $i_d(t_{0q})$ zu den Zündzeitpunkten t_{0q} jedes Ventils q hergeleitet, welche die Voraussetzung bilden für die*
- (2) *Entwicklung von analytischen Gleichungen zur präzisen Berechnung der mittleren und der individuellen Ventilkommutierungswinkel.*

Auf der Grundlage dieser Gleichungen lassen sich die *diskreten Stromwerte am Ende der Kommutierungsintervalle* bestimmen. Somit wird eine Aussage über die kleinsten Momentanwerte im Verlauf des Zwischenkreisstromes $i_d(t)$ und daher über den *Abstand zur Lückgrenze* möglich.

Die für (1) und (2) gefundenen Lösungen berücksichtigen Welligkeiten des Zwischenkreisstromes von idealer Glättung bis zur Lückgrenze infolge

- der normalen äquidistanten Taktung der Ventile von Gleich- und Wechselrichter sowie
- der oben genannten Einflüsse (a)-(c).

Der *Lösungsansatz* für diese analytischen Gleichungen beruht auf den für die unterschiedlichen Stromführungsabschnitte des Umrichters geltenden Differentialgleichungen. Die Kombination, Umstellung und Lösung dieser Differentialgleichungen unter Berücksichtigung der jeweils geltenden Randbedingungen liefert die diskreten Werte des Zwischenkreisstromes zu den Zündzeitpunkten der Ventile und schließlich die Kommutierungswinkel.

Die Analyse der abschnittsweise gültigen analytischen Lösungen führt zu folgenden Aussagen:

- (1) Die Abweichungen der diskreten Werte $i_d(t_{0q})$ vom ideal geglätteten Gleichstrom I_d sind unter symmetrischen Bedingungen im Allgemeinen umso größer, je größer das Verhältnis der Kommutierungsreaktanz X_K zur Gesamtreaktanz X_Σ ist.
- (2) Der rechnerische Fehler bei der Ermittlung des Kommutierungswinkels μ (Mittelwert über alle Ventile eines Stromrichters) infolge der Annahme idealer Glättung (konventionelle Berechnungsmethode) ist unter symmetrischen Bedingungen wie in (1) vom Verhältnis X_K/X_Σ , jedoch auch von der Relation X_{AK}/X_{BK} zwischen den Kommutierungsreaktanzen beider Seiten, abhängig.
- (3) Jene durch unsymmetrische Spannung und gleichzeitige Ansteuermodifikation von beiden Stromrichtern hervorgerufenen
 - Änderungen $\Delta i_d(t_{0q})$ der diskreten Werte $i_d(t_{0q})$ gegenüber dem Mittelwert $i_d(t_{0q})$ aller Ventile,
 - Abweichungen $\Delta \mu_q$ der individuellen Ventilkommutierungswinkel μ_q vom Mittelwert μ aller Ventilkommutierungswinkel eines Stromrichters
 sind in ihrer Größe näherungsweise *proportional zu den Unsymmetriefaktoren $|\underline{k}_U|$ und $|\underline{k}_S|$ und jeweils linear überlagerbar.*

Die analytischen Ergebnisse wurden mit Simulationsrechnungen verifiziert, wobei praktisch ausreichende Übereinstimmung festgestellt werden konnte.

Die Berechnung der aus Spannungsunsymmetrie und Ansteuermodifikation resultierenden *nichtcharakteristischen Harmonischen* basiert auf *Schaltfunktionen*. Diese sind unsymmetrisch, da die Länge der Schaltblöcke bei Spannungsunsymmetrie und unsymmetrischer Ansteuerung von unterschiedlichen Kommutierungs- und Zündwinkeln bestimmt wird. Um den dadurch bei der Faltung verbundenen hohen Rechenaufwand zu umgehen, erfolgt eine Aufteilung der unsymmetrischen Schaltfunktionen in symmetrische Schaltfunktionen und Differenz-Schaltfunktionen.

Relativ einfache Gleichungen zur Berechnung der nichtcharakteristischen Harmonischen können abgeleitet werden, wenn eine Linearisierung der symmetrischen Schaltfunktionen und eine Beschränkung auf die größten Komponenten der Faltungsprodukte, welche aus den Schaltfunktionen und den symmetrischen Komponenten der Netzspannungen resultieren, erfolgt.

Die Zeiger der bei Spannungsunsymmetrie von jedem Stromrichter hervorgerufenen nichtcharakteristischen Harmonischen im Zwischenkreis und auf der Drehstromseite werden als aus jeweils 2 Komponentenzeigern bestehend betrachtet. Die jeweilige erste Komponente bildet die Übertragung des Spannungs-Gegensystems auf die Gleichstromseite bzw. der gleichstromseitigen Stromharmonischen auf die Netzseite ab. Die jeweilige zweite Komponente beschreibt den Einfluss der Differenzen zwischen den Ventilkommutierungswinkeln und dem mittleren Kommutierungswinkel des Stromrichters auf diese gleichstrom- bzw. netzseitigen Harmonischen. Die sowohl auf der Gleichstromseite wie auch auf der Drehstromseite vorgenommene vektorielle Addition dieser beiden jeweils voneinander unabhängigen Komponentenzeiger ergibt die Zeiger der durch einen Stromrichter bei Spannungsunsymmetrie auf jeder Seite erzeugten nichtcharakteristischen Harmonischen.

In gleicher Weise kann bei der betrachteten *Ansteuermodifikation* vorgegangen werden. Durch die unterschiedlichen Zündwinkel der Ventile entstehen auf der Gleichstrom- und auf der Netzseite jeweils eine direkt mit der Zündwinkeländerung verbundene Komponente und eine indirekt erzeugte Komponente, welche aus den hervorgerufenen Kommutierungswinkeländerungen resultiert.

Der Gesamtzeiger der nichtcharakteristischen Harmonischen bei Spannungsunsymmetrie und gleichzeitiger Ansteuermodifikation ergibt sich im Rahmen der in dieser Arbeit betrachteten Spannungsunsymmetrien und Ansteuermodifikationen für die Gleichstrom- und jede Netzseite jeweils getrennt aus der linearen Überlagerung der vorgenannten

- 2 Komponentenzeiger resultierend aus der Spannungsunsymmetrie zuzüglich der
- 2 Komponentenzeiger resultierend aus der Ansteuermodifikation.

Die auf der Basis des beschriebenen Modells der Komponentenzeiger geführten Untersuchungen zeigen folgende Ergebnisse:

- (1) *Die vom HGÜ-Stromrichter bei Netzspannungsunsymmetrie oder Ansteuermodifikation erzeugten nichtcharakteristischen Harmonischen sind in ihrer Größe näherungsweise proportional zur Größe des Unsymmetriefaktors $|k_U|$ bzw. $|k_S|$.*
- (2) *Infolge von Netzspannungsunsymmetrien in normaler Größe bilden sich auf der Gleichstromseite von HGÜ vor allem Spannungs- und Stromharmonische 2. Ordnung heraus.*
- (3) *Die Übertragung dieser Stromharmonischen auf beide Drehstromseiten hat dort vornehmlich ein Gegensystem der Grundharmonischen und ein Mitsystem der 3. Harmonischen zur Folge.*
- (4) *Die Größen dieser nichtcharakteristischen Stromharmonischen können – auch ohne Vorhandensein von Resonanzbedingungen - jene der charakteristischen Harmonischen übersteigen.*

Als Maß für die Genauigkeit der berechneten harmonischen Stromzeiger wurden *Differenzvektoren* zwischen dem analytischen Rechenergebnis und dem Ergebnis von Simulationsrechnungen verwendet. Die Größe der Differenzvektoren ist zugleich abhängig vom Amplituden- und Phasenwinkelfehler.

Die vorliegende Arbeit enthält darüber hinaus einen *konzeptionellen Vorschlag für eine Kompensationsregelung mit einem entsprechenden Berechnungsalgorithmus*. Basierend auf den dazu geführten Untersuchungen können folgende Aussagen getroffen werden:

- (1) *Eine Reduzierung oder Kompensation der durch Spannungsunsymmetrie bedingten 2. Harmonischen im Zwischenkreis kann mittels einer Ansteuermodifikation (geringfügige Verschiebungen der Zündzeitpunkte) erreicht werden. Sogar ohne Rückführung der Regelgröße ist eine deutliche Reduzierung dieser Harmonischen möglich.*
- (2) *Die Auswirkungen der Ansteuermodifikation auf die netzseitige 3. Harmonische bzw. das Gegensystem der Grundharmonischen müssen betrachtet werden. Da diese Harmonischen zu einem Teil unabhängig von der 2. Harmonischen sind, ist keine vollständige Kompensation aller drei Harmonischen möglich.*
- (3) *Die Pegel anderer niederfrequenter Harmonischer werden nicht signifikant vergrößert.*

Die Gesamtheit der in dieser Arbeit dokumentierten Erkenntnisse kann zu einer ökonomischeren Auslegung von HGÜ-Anlagen beitragen. Dies erfolgt insbesondere durch die Berechnung und Reduktion der Auswirkungen der durch die Stromrichterfunktion bedingten Welligkeit des Stromes im Zwischenkreis und der damit verbundenen Harmonischen auf der Drehstromseite.

Weiterführende Arbeiten sollten sich vor allem darauf konzentrieren,

- die bisher vernachlässigten drehstromseitigen Filter und die Querkapazitäten im Zwischenkreis (DC-Filter, DC-Kabel und -Freileitungen) in die Rechenmodelle für die diskreten Werte des Zwischenkreisstromes sowie für die Kommutierungswinkel und nichtcharakteristischen Harmonischen zu integrieren,
- eine Funktion zu ermitteln, welche eine optimale Reduzierung der 2. Harmonischen auf der Gleichstromseite und der 3. Harmonischen auf der Netzseite ermöglicht.

11 Literatur

- [1] Schwarz, J.; Grebe, E.: Aktuelle Herausforderungen für die UCTE-Entwicklung des Synchronbereiches.
VDI-Berichte Nr. 1747, 2003
- [2] Loughran, J.; Gemmel, B.: HVDC: The key to releasing remote untapped hydro potential.
CIGRE Regional Meeting 2001 – Int. Conf. on Bulk Power Transmission System Integration in Developing Countries, Delhi, India, November 8-10, 2001
- [3] Szechtman, M. u.a.: The role of HVDC technology in a deregulated power market.
CIGRE Regional Conf., Beijing, China, Study Committee 14, Nov. 2001
- [4] Basslink takes Tasmanias green power to market.
Modern Power Systems, February 2003, pp. 20-23
- [5] Linder, St.: Leistungshalbleiter im Zentrum einer stillen Revolution.
ABB Technik 2003/2004, S. 27-31
- [6] Wolff, J.: Drehstromgespeiste Leistungselektronik.
1987, Franzis-Verlag, München
- [7] Kimbark, E.W.: Direct current transmission.
Vol. 1, 1st edition, 1971, Wiley-Interscience, New York, USA
- [8] Arrillaga, J.: High voltage direct current transmission.
2nd edition, 1998, The Institution of Electrical Engineers, London, UK
- [9] Heumann, K.: Grundlagen der Leistungselektronik.
5., überarb. u. erw. Auflage, B.G.Teubner, Stuttgart, 1989
- [10] Möltgen, G.: Stromrichtertechnik. Einführung in Wirkungsweise und Theorie.
1983, Siemens AG
- [11] Kümmel, F.: Elektrische Antriebstechnik. Teil 2: Leistungsstellglieder.
1986, VDE-Verlag, Berlin, Offenbach
- [12] Jäger, R.: Leistungselektronik. Grundlagen und Anwendungen.
4., erw. Auflage, 1993, VDE-Verlag, Berlin, Offenbach
- [13] Padiyar, K.R.: HVDC Power transmission systems. Technology and system interactions.
1st edition, 1990, Wiley Eastern Limited, New Dehli, India
- [14] Kanngießner, K.W.: HGÜ-Anlagen und ihre Projektierung
1996, Siemens AG
- [15] Active filters in HVDC applications.
Technical brochure No. 223, CIGRE Working group 14.28, Electra No. 207, April 2003
- [16] Westerweller, T. u.a.: Performance calculation and operating results of active AC harmonic filters for HVDC transmission systems.
IEEE 2001, Publ. 0-7803-7031-7/01
- [17] IEC 60919-1, Ed. 2: Performance of line commutated converter high-voltage direct current (HVDC) systems – Part 1: Steady state conditions.
- [18] IEC 61000-3-6: EMC; Part 3: Limits; Section 6: Assessment of emission limits for distorting loads in MV and HV power systems – Basic EMC publication.
- [19] IEC 61000-3-6: Elektromagnetische Verträglichkeit – Grenzwerte – Abschätzung von Ausstrahlungsgrenzwerten für verzerrende Lasten in Mittel- und Hochspannungs-Energieversorgungsnetzen
- [20] Yacamini, R.; de Oliveira, J.C.: Harmonics in multiple converter systems: a generalised approach.
IEE Proceedings-B, Vol. 127, No. 2, March 1980
- [21] Le Du, A. u.a.: AC Harmonic Filters and Reactive Compensation for HVDC with Particular Reference to Non-Characteristic Harmonics. Complement to the Paper published in Electra No.63 (1979).
CIGRE, WG 14.03, 1990
- [22] Wilhelm, D.: High-Voltage Direct Current Handbook.
1st edition, EPRI, Palo Alto, USA, 1994

- [23] Grötzbach, M.; Redmann, R.: Analytical Predetermination of Complex Line Current Harmonics in Controlled AC/DC Converter.
IEEE Publication No. 0-7803-3008-0/95, 1995
- [24] Kloss, A.: Oberschwingungen: Beeinflussungsprobleme in der Leistungselektronik.
1989, VDE-Verlag, Berlin, Offenbach
- [25] Krebs, R.: Anisotrope Thyristorbrücken.
Archiv für Elektrotechnik, 72 (1989), S. 263-275
- [26] Gretschek, R. u.a.: Nichtcharakteristische Ströme beim Betrieb der Drehstrom-Brückenschaltung am nicht-idealen Netz.
etzArchiv, Bd. 9 (1987), H.5, S.153-161
- [27] Witzmann, R. u.a.: Analysis of Noncharacteristic Harmonics of a Large HVDC Transmission System and Comparison with Site Tests.
IEE Conference Publication No 345, pp. 384-389
- [28] Sadek, K.; Christl, N.; Lützelberger, P.: AC/DC Harmonic Interaction in HVDC Systems.
- [29] Sadek, K.; Pereira, M.: Harmonic Transfer in HVDC Systems Under Unbalanced Conditions.
IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 14, No. 4, November 1999
- [30] Mathur, R.M.; Sharaf, A.M.: Harmonics on the DC Side in HVDC Conversion.
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. 96, No. 5, September/October 1977
- [31] Grötzbach, M.: Discrete Modeling of Asymmetric Controlled AC/DC Converters.
IMACS-TC1'90, Nancy, France, Sept. 19-21, 1990, Proc. pp. 617-622
- [32] Perkins, B.K.: Steady-state solution of the HVDC converter including AC/DC system interaction by a direct method.
IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 14, No. 4, October 1999
- [33] Yacamini, R.; Oliveira, J.C.: Comprehensive calculation of converter harmonics with system impedances and control representation.
IEE Proceedings, Vol. 133, Pt. B, No. 2, March 1986
- [34] Baghzouz, Y.: An Accurate Solution to Line Harmonic Distortion Produced by AC/DC Converters with Overlap and DC Ripple.
IEEE Publication No. 89CH2792-0/89/0000-1808, 1989
- [35] Sakui, M.; Fujita, H.: Calculation of harmonic currents in a three-phase convertor with unbalanced power supply conditions.
IEE Proceedings-B, Vol. 139, No. 5, September 1992
- [36] Sakui, M.; Fujita, H.; Shioya, M.: A Method for Calculating Harmonic Currents of Three-Phase Bridge Uncontrolled Rectifier with DC Filter.
IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 36, No. 3, August 1989
- [37] Hu, L.; Yacamini, R.: Harmonic transfer through converters and HVDC links.
IEEE Transactions on Power Electronics, Vol. 7, No. 3, July 1992
- [38] Hu, L.; Morrison, R.E.: The use of modulation theory to calculate the harmonic distortion in HVDC systems operating on an unbalanced supply.
IEEE Transactions on Power systems, Vol. 12, No. 2, May 1997
- [39] Reeve, J.; Baron, J.A.; Krishnayya, P.C.S.: A general approach to harmonic current generation by HVDC converters.
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-88, No. 7, July 1969
- [40] Pierrat, L.; Wang, Y. J.; Feuillet, R.: Unified model for the determination of current harmonics produced by an AC/DC converter under diverse perturbations. Part I: Analysis and formulation.
Int. Conf. on High Technology in the Power Industry 1991, pp. 214-218
- [41] Rittiger, J.: Berechnung der Oberschwingungsspektren von HGÜ-Stromrichteranlagen im Frequenzbereich unter Berücksichtigung von Unsymmetrien und Vergleiche mit Rechnungen im Zeitbereich.
VDI-Fortschrittsberichte, Reihe 21, Nr. 155, VDI-Verlage
- [42] Arrillaga, J.; Wood, A.R.: HVDC convertor waveform distortion: a frequency domain analysis.
IEE Proceedings- Gener. Transm. Distrib., Vol. 142, No. 1, January 1995

- [43] Grötzbach, M.: Harmonic line current generation by asymmetric controlled AC/DC converters. Part I: Analytical approaches and basic mechanisms
6th IEEE Conf. on Harmonics in Power Systems (ICHPS VI), Bologna Sept. 1994, Proc. pp. 55-62
- [44] Winkler, G.; Achenbach, S.: Low frequency non-characteristic harmonics in HVDC transmission systems.
5th Int. Conf. Electr. Power Quality and Utilisation. (EPQU'99), Sept. 15-17, 1999, Cracow, Poland, Proc. pp. 427-434
- [45] Reeve, J.; Krishnayya, P.C.S.: Unusal current harmonics arising from High-Voltage DC Transmission.
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-87, No. 3, March 1968
- [46] Farret, F.A.; Freris, L.L.: Minimisation of uncharacteristic harmonics in HVDC convertors through firing angle modulation
IEE Proceedings, Vol. 137, Pt. C; No 1, January 1990
- [47] Ngandui, E. u.a.: DC Harmonic Distortion Minimization of Thyristor Converters Under Unbalanced Voltage Supply Using Asymmetrical Firing Angle.
IEEE Transactions on Power Electronics, Vol. 12, No. 2, March 1997
- [48] Philippow, E., u.a.: Taschenbuch Elektrotechnik, Band 6: Systeme der Elektroenergie-technik. Verlag Technik, Berlin, 1982
- [49] Grötzbach, M.; Bauta, M.: Harmonics in AC/DC converters under unbalanced voltage supply. 6th Europ. Power Quality Conf., Nürnberg, 2000, Proc. pp. 105-113
- [50] Grötzbach, M.; Xu, J.: Investigation of noncharacteristic harmonics in AC/DC converters caused by network asymmetries.
5th IEEE Conf. on Harmonics in Power Systems (ICHPS V), Atlanta 1992, Proc. pp. 114-120
- [51] Grötzbach, M.; Ried, Ch.: Investigation of AC/DC Converter Harmonics by an Analytical Based Time-Discrete Approach.
IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 12, No. 2, April 1997
- [52] Riedel, P.: Harmonic Voltage and Current Transfer, and AC- and DC-Side Impedances of HVDC Converters.
IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 20, No. 3, July 2005
- [53] Arrillaga, J.: High voltage direct current transmission.
1st edition, 1983, IEE Power Engineering Series 6, Peter Peregrinus Ltd., London, UK
- [54] Balzer, G. u.a.: Schaltanlagen.
9., neubearbeitete Auflage, 1992, ABB Schaltanlagen GmbH, Mannheim
- [55] Pundt, H.: Wissensspeicherheft Elektroenergiesysteme.
Korrigierte Auflage, 1992, TU Dresden, Institut für Elektroenergieversorgung, Dresden
- [56] Heuck, K.; Dettmann, K.-D.: Elektrische Energieversorgung.
2., neubearbeitete Auflage, 1991, Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig
- [57] Transmission Line Reference Book 345kV and Above.
1975, Electric Power Research Institute Inc.
- [58] Szechtman, M. u.a.: First benchmark model for HVDC control studies.
electra, No. 135, April 1997
- [59] Loggini M., Montanari G. C.; Cavallini, A: Generation of uncharacteristic harmonics in electrical plants with AC/DC converters.
ETEP, vol.4, no. 3, May/June 1994; pp.187-194
- [60] Guide to the specification and design evaluation of AC filters for HVDC systems.
CIGRE Working Group 14.30, 1999
- [61] Bergmann, K. u.a.: Hohe Netzqualität für Eskom mit SVC.
EV-Report, 7. Jahrgang, Heft 2/1996, S. 22-26
- [62] Zusammenfassung der aktuellen Grundsätze für den Netzbetrieb der UCPTE.
Fassung genehmigt vom Comité Restraint am 28.10.1998
- [63] Pierrat, L.; Meyer, J.P.: Unbalance Factor, it is as simple as ABC.
Revue Generale d'Electricite, No. 6, June 1987, pp. 18-26

- [64] Winkler, G.; Achenbach, S.: Calculation of low frequency non-characteristic current harmonics by means of complex asymmetry factors.
4th Int. Conf. Electr. Power Quality and Utilisation. (EPQU'97), Sept. 23-25, 1997, Cracow, Poland, Proc. pp. 103-110
- [65] Wang, Y.J.; Pierrat, L.; Feuillet, R.: An Analytical Method for Predicting Current Harmonics Produced by an AC/DC Converter under Unbalanced Supply Voltage.
ETEP Vol. 2, No. 4, July/August 1992
- [66] Grötzbach, M.; Bauta, M.: Modeling of AC/DC Converters Under Unbalanced Voltage Supply Using Complex Switching Functions.
10th IEEE Conf. on Harmonics and Quality of Power, Rio de Janeiro, Brasil, Oct. 2002
- [67] Lipphardt, Götz: Ein Beitrag zur Anwendung zwangskommutierter Schaltungen in Systemen der Hochspannungs-Gleichstrom-Übertragung.
Fortschr.-Ber. VDI-Reihe 21, Nr. 224, VDI-Verlag 1997
- [68] Kulicke, B.: Digitalprogramm NETOMAC zur Simulation elektromechanischer und elektromagnetischer Ausgleichsvorgänge in Drehstromnetzen.
Elektrizitätswirtschaft, Heft 1/1979, S.18-23
- [69] Kulicke, B.: Simulationsprogramm NETOMAC: Differenzenleitwertverfahren bei kontinuierlichen und diskontinuierlichen Systemen.
Siemens Forsch.- u. Entwickl.-Ber., Bd. 10(1981), Nr. 5, Springer Verlag 1981
- [70] Lasseter, R.H.; Krüger, K.H.: HVDC Simulation using NETOMAC.
IEEE Montech'86 - Conf. on HVDC Power Transmission, Montreal, Canada, Sept. 29 – Oct. 1, 1986
- [71] Meyer, W.S.; Liu, T.: Alternativ Transient Program (ATP) Rulebook, Canadian/American User Group, 1987-1992
- [72] Stade, D. u.a.: Load flow simulation for solving harmonic and flicker problems.
Conf. Proc., PCIM, Nürnberg, 1994
- [73] Stade, D. u.a.: Influence of the current control loops of DC arc furnaces on voltage fluctuations and harmonics in the HV power supply system.
IEEE-ICHQP, Orlando, USA, 2000, Proc. pp. 821
- [74] Gampenrieder, R. u.a.: Design goals, specification, studies and commissioning of the 600 MW HVDC back-to-back station Etzenricht.
Report 14-105 CIGRE, 1994 Session, 28. August – 3. September 1994
- [75] Gampenrieder, R. u.a.: System performance and basic design aspects for the Etzenricht 600 MW back-to-back HVDC converter station.
5th Int. Conf. on AC and DC Power Transmission, London 1991, IEE Conf. Publ. No. 345, pp 171-176
- [76] Arrillaga, J. u.a.: Power System Harmonic Analysis.
1997, John Wiley & Sons Ltd., Chichester, UK
- [77] Bronstein, I.N.; Semendjajew, K.A.: Taschenbuch der Mathematik.
23. Auflage, Gemeinschaftsausgabe Verlag Nauka, Moskau, BSB B. G. Teubner Verlagsgesellschaft, Leipzig, 1987
- [78] Achenbach, S.; Winkler, G.; Müller, H.; Balzer, G.: New aspects of inspecting commutation angles of high-voltage direct current systems.
Electrical Engineering (Archiv für Elektrotechnik), Vol. 83, No. 5-6, Nov. 2001, pp. 327-333
- [79] Grötzbach, M.; Xu, J.: Noncharacteristic line current harmonics in diode rectifier bridges produced by network asymmetries.
5th EPE-Conf., Brighton, September 1993, Proc. Vol. 3, pp. 64-69
- [80] Grötzbach, M.; Bauta, M.: Noncharacteristic harmonics in AC/DC converter generated by supply voltage unbalance. Part I: Fundamentals and uncontrolled diode converter
7th IEEE-ICHQP, Las Vegas, 1996, pp. 775-780
- [81] Grötzbach, M.; Tseggai, F.: Noncharacteristic harmonics in AC/DC converter generated by supply voltage unbalance. Part II: Current controlled thyristor converter
7th IEEE-ICHQP, Las Vegas, 1996, pp. 781-787
- [82] Krebs, R.: Analysis der Anisotropien dreiphasiger Betriebsmittel.
Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, Technische Fakultät, 1990

- [83] Büchner, P.: Stromrichter-Netzurückwirkungen und ihre Beherrschung. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1982
- [84] Custom power – State of the art. Technical brochure No. 205, CIGRE Working group 14.31, Electra No. 203, August 2002
- [85] Köhler, G.: Beitrag zur aufwandsminimierten Ermittlung von ausgewählten Kenngrößen der Elektroenergiequalität. Dissertation, TU Dresden, Fak. Elektrotechnik, 1994
- [86] Wagner, V.E. u.a.: Effects of Harmonics on Equipment. Report of the IEEE Task Force on the Effects of Harmonics on Equipment. IEEE Trans. on Power Delivery, Vol. 8, No. 2, April 1993
- [87] Bartzsch, C. u.a.: Triple tuned harmonic filters – design principle and operating experience. PowerCon 2002, Kunming, China, 13-17 Oct. 2002, Proc. pp. 542-546
- [88] Mukherjee, A. u.a.: Innovationen in der Hochspannungs-Gleichstrom-Übertragungstechnik. Elektrizitätswirtschaft, Jg. 97 (1998), Heft 21

12 Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen:

Die nachfolgend aufgeführten Formelzeichen gelten – insofern nicht die Indizierung mit „A“ oder „B“ beginnt – allgemein für beide Seiten (A und B) der HGÜ oder für Größen, die keiner der beiden Seiten zugeordnet werden können.

A_h	Spektrallinie der symmetrischen stufenförmigen Schaltfunktion der Ordnung h gemäß Gl. (3.16)
B_h	Spektrallinie der symmetrischen trapezförmigen Schaltfunktion der Ordnung h gemäß Gl. (3.19)
C_1	Faktor gemäß Gl. (5.22)
$DS_{Li}(t)$	Differenzschaltfunktion der B6C-Brücke gemäß Gl. (3.17)
$D\hat{S}_h$	Amplitude der Harmonischen h der Differenzschaltfunktion
$DT_{Li}(t)$	Differenzschaltfunktion der B6C-Brücke gemäß Gl. (3.20)
dx	bezogene induktive Gleichspannungsänderung
e	bezogene Spannung gemäß Gl. (5.10)
E	konstante Gegenspannung
f	Grundfrequenz
h	Ordnungszahl der Harmonischen
i	Strommomentanwert
$i(t)$	zeitlicher Verlauf des Stromes
$i_{ab}(t)$	zeitlicher Verlauf des abkommutierenden Stromes
$i_{auf}(t)$	zeitlicher Verlauf des aufkommutierenden Stromes
I	Strom – Effektivwert
\hat{I}	Strom – Spitzenwert
\underline{I}	Strom – Effektivwertzeiger
I_d	Gleichanteil des Zwischenkreisstromes, ideal geglätteter Strom
\underline{k}_S	komplexer Steuerungsunsymmetriefaktor
k_S	Betrag des komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors
\underline{k}_U	komplexer Spannungsunsymmetriefaktor
k_U	Betrag des komplexen Spannungsunsymmetriefaktors
K_1, K_2	Konstanten entsprechend Gl. (5.12)
L	Induktivität
Li	i -te Phase im Drehstromsystem ($i=1\dots3$)
L_1	zusammengefasste Induktivität gemäß Gl. (5.22)
p	Zuordnungsvariable, gibt die Differenz zwischen der Nummer des Ventils des Stromrichters B, welches nach einem Ventil des Stromrichters A zündet, und der Nummer des betreffenden Ventils im Stromrichter A an (Gl. (3.10))
P	Wirkleistung
q	Nummer eines Ventils im Stromrichter (Nummerierung entsprechend Reihenfolge des Zündens)
Q	Blindleistung
R	Resistanz
$S_{Li}(t)$	Symmetrische stufenförmige Schaltfunktion der B6C-Brücke gemäß Gl. (3.16)
\hat{S}_h	Amplitude der Harmonischen h der symmetrischen stufenförmigen Schaltfunktion
t	Zeit
$T_{Li}(t)$	Symmetrische trapezförmige Schaltfunktion der B6C-Brücke gemäß Kap. 3.10.2
t_μ	Kommutierungszeit
t_0	Zündzeitpunkt, Zeitpunkt des Beginns der Kommutierung bei äquidistanter Zündung der Ventile
t_1	Zeitpunkt der Beendigung der Kommutierung bei äquidistanter Zündung der Ventile

$t_{\alpha q}$	Zündzeitpunkt, Zeitpunkt des Beginns der Kommutierung des Ventils q bei nichtäquidistanter Zündung/Ansteuermodifikation
$t_{\beta q}$	Zeitpunkt der Beendigung der Kommutierung des Ventils q bei nichtäquidistanter Zündung/Ansteuermodifikation
T	Periodendauer
u	Spannungsmomentanwert
$u(t)$	zeitlicher Verlauf der Spannung
$u_{Kq}(t)$	zeitlicher Verlauf der Kommutierungsspannung nach Zünden des Ventils q
$u_{A\Sigma q}(t)$	zeitlicher Verlauf der Summe der Quellenstrangspannungen entlang des Stromweges von $i_d(t)$ bzw. $i_{Aauf}(t)$ durch Netz und Station A nach Zünden des Ventils q des Stromrichters A
$u_{A\Sigma(1)q}(t)$	zeitlicher Verlauf der Summe der Quellenstrangspannungen im Mitsystem entlang des Stromweges von $i_d(t)$ bzw. $i_{Aauf}(t)$ durch Netz und Station A nach Zünden des Ventils q des Stromrichters A
$u_{B\Sigma(q+p)}(t)$	zeitlicher Verlauf der Summe der Quellenstrangspannungen entlang des Stromweges von $i_d(t)$ bzw. $i_{Bauf}(t)$ durch Netz und Station B nach Zünden des Ventils mit der Nummer $(q+p)$ des Stromrichters B
u_k	bezogene Kurzschlussspannung bzw. –impedanz der Transformatoren
$u_{(1)}$	Verhältnis aus den Beträgen der auf die Ventilseite der Stromrichtertransformatoren übertragenen Spannungs-Mitsysteme der Seiten B und A (Gl. (5.12))
U	Spannung – Effektivwert
\hat{U}	Spannung – Spitzenwert
\underline{U}	Spannung – Effektivwertzeiger
U_d	Gleichspannung, Gleichspannungsanteil
$U_{di0(12p)}$	ideale Leerlauf-Klemmenspannung auf der Gleichstromseite einer Zwölfpulsbrücke
U_{Nn}	Netznominalspannung
U_V	Ventilspannung
$x_{0...8}$	bezogene Reaktanz entsprechend Anl. 7
X	Reaktanz
X_I	zusammengefasste Reaktanz entsprechend Gl. (5.22)
Z	Impedanz
α	Zündwinkel
α_0	Zündwinkel aller Ventile eines Stromrichters am Arbeitspunkt
β	Winkelsumme entsprechend Gl. (5.12)
$\Delta i_d(t_{0q})$	Änderung des Momentanwertes des Zwischenkreisstromes zum Zündzeitpunkt des Ventils q bei unsymmetrischer Ansteuerung gegenüber äquidistanter Zündung
Δt_0	Verschiebung des Arbeitspunktes (Zündzeitpunkt) aller Ventile eines Stromrichters
Δt_{0q}	Verschiebung des Zündzeitpunktes des Ventils q bei unsymmetrischer Ansteuerung gegenüber äquidistanter Zündung
Δt_{1q}	Verschiebung des Zeitpunktes der Beendigung der Kommutierung des Ventils q bei unsymmetrischer Ansteuerung gegenüber äquidistanter Zündung
$\Delta \alpha_q$	Abweichung des Zündwinkels des Ventile q , Verschiebung des Zündzeitpunktes des Ventils q
$\Delta \alpha_0$	Verschiebung des Arbeitspunktes (Zündwinkel) aller Ventile eines Stromrichters
$\Delta \varphi_{(1)}$	Differenz aus den Phasenwinkeln der Netzspannungs-Mitsysteme der Seiten A und B (Gl. (3.9))
$\Delta \mu$	Abweichung, Differenz des Kommutierungswinkels
$\Delta \mu_0$	Abweichung, Differenz jedes Kommutierungswinkels durch Verschiebung des Arbeitspunktes um $\Delta \alpha_0$
$\Delta \mu_q$	Abweichung, Differenz des Kommutierungswinkels des Ventils q
δ_q	natürlicher Kommutierungszeitpunkt des Ventils q
φ	Phasenwinkel

$\varphi_{(1)}$	Phasenwinkel des Mitsystems der Netzspannung
$\varphi_{(2)}$	Phasenwinkel des Gegensystems der Netzspannung
μ	Kommutierungswinkel
θ_S	Phasenwinkel des komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors
θ_U	Phasenwinkel des komplexen Spannungsunsymmetriefaktors
ω	Kreisfrequenz

Indizierung:

A	Seite A, bezeichnet die Gleichrichterseite (Netz A, Stromrichter A)
B	Seite B, bezeichnet die Wechselrichterseite (Netz B, Stromrichter B)
d	Gleichstromseite
h	Ordnungszahl der Harmonischen
m	Laufindex zur Berechnung der Ordnungszahlen ($m=(0,1,2,\dots)$)
N	Netzgröße
n	Nenngröße
K	Kommutierungsgröße
$L1, L2, L3$	Stranggrößen
p	Zuordnungsvariable, gibt die Differenz zwischen der Nummer des Ventils des Stromrichters B, welches nach einem Ventil des Stromrichters A zündet, und der Nummer des betreffenden Ventils im Stromrichter A an (Gl. (3.10))
q	Nummer eines Ventils im Stromrichter (Nummerierung entsprechend Reihenfolge des Zündens)
r	Bemessungswert
T	Transformatorgröße
Σ	Summengröße, Gesamtwert
0	Arbeitspunkt, Zündzeitpunkt
$1dUh$	erste Komponente des gleichstromseitigen Zeigers mit der Ordnungszahl h („ U^* “ - bedingt durch Spannungsunsymmetrie)
$2dSh$	zweite Komponente des gleichstromseitigen Zeigers mit der Ordnungszahl h („ S^* “ - bedingt durch Steuerungsunsymmetrie)
(1)	Mitsystemgröße (Netzgröße)
(2)	Gegensystemgröße (Netzgröße)
$1(1)12m+1$	erste Komponente $\{1\}$ des Mitsystemzeigers $\{1\}$ der Harmonischen mit der Ordnungszahl $\{12m+1\}$ auf der Drehstromseite

Abkürzungen:

AC	Alternating Current, verwendet zur Bezeichnung der Drehstromseite
DC	Direct Current, verwendet zur Bezeichnung der Gleichstromseite
DT	Double Tuned – zweifach abgestimmt
EPC	Equidistant Pulse Control – äquidistante Ventilzündung
HGÜ	Hochspannungs-Gleichstrom-Übertragungssystem
HGFÜ	Hochspannungs-Gleichstrom-Fernübertragungssystem
HGK	Hochspannungs-Gleichstrom-Kurzkupplung
KI	Kommutierungsintervall
LI	Leitintervall (keine Kommutierung)
SF	Schaltfunktion
ST	Single Tuned – einfach abgestimmt
TT	Triple Tuned – dreifach abgestimmt

13 Anlagenverzeichnis

- A1 Netzurückwirkungen von HGÜ
 - A1.1 Definition
 - A1.2 Kenngrößen
 - A1.3 Unerwünschte Folgen
- A2 Filter in HGÜ-Anlagen
 - A2.1 Allgemeines
 - A2.2 Blindleistungskompensation
 - A2.3 Passive Shunt-Filter
 - A2.4 Aktive Filter
- A3 Hauptkomponenten von HGÜ und Errichtungskosten
- A4 Berechnungsbeispiel
 - A4.1 Basisdaten
 - A4.2 Impedanzverhältnisse unter der Annahme $R_{\Sigma}=0$
 - A4.3 Impedanzverhältnisse unter der Annahme $R_{\Sigma}>0$
 - A4.4 Annahmen und Festlegungen
- A5 Zündwinkelabweichungen als Funktion des komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors
- A6 Diskrete Werte des Zwischenkreisstromes im Zündzeitpunkt – nichtäquidistante Zündung
- A7 Reaktanzverhältnisse
- A8 Betrachtung paralleler Lösungen
- A9 Kommutierungswinkeldifferenzen infolge unsymmetrischer Netzspannungen – Herleitung der Gleichungen für Fall 1
- A10 Kommutierungswinkeldifferenzen infolge Ansteuermodifikation – Herleitung der Gleichungen für Fall 1
- A11 Berechnungsbeispiel zur Kompensation – Ansteuerschema
- A12 Diskrete Werte des Zwischenkreisstromes bei Zündung der Ventile – symmetrische Spannung und äquidistante Zündung – Herleitung der Gleichungen für Fall 1
- A13 Diskrete Werte des Zwischenkreisstromes bei Zündung der Ventile – symmetrische Spannung und äquidistante Zündung - Gleichungen für die Fälle 1-6
- A14 Diskrete Werte des Zwischenkreisstromes bei Zündung der Ventile – unsymmetrische Spannung und äquidistante Zündung – Herleitung der Gleichungen für Fall 1
- A15 Kommutierungswinkel – symmetrische Spannung und äquidistante Zündung - Gleichungen für die Fälle 1-6

A1 Netzurückwirkungen von HGÜ

A1.1 Definition

Die von den Stromrichtertransformatoren auf die Drehstromseite übertragenen Stromharmonischen fließen, soweit sie nicht durch parallel geschaltete Filter aufgefangen werden, ins Netz. Sie verursachen dort Spannungsverzerrungen sowie gegebenenfalls Störsignale in parallel verlaufenden Kommunikationsleitungen. Auch die Kommutierungsspannungseinbrüche können, wenn der Anschlusspunkt der HGÜ nur eine geringe Kurzschlussleistung aufweist, an verschiedenen Knoten im Netz sichtbar sein. Es ist gebräuchlich, die damit verbundene Verschlechterung der Energiequalität im Netz, wie auch die Störung von Kommunikationsanlagen, unter dem Begriff „Netzurückwirkungen“ oder „Power Quality“ zusammenzufassen. Nicht betrachtet werden hier die durch Abstrahlung bedingten Störungen (Radio Interference).

Nach der Definition sind Stromrichter-Netzurückwirkungen alle Wirkungen, die beim Betrieb von Stromrichtern an einem Anschlusspunkt endlicher Kurzschlussleistung gegenüber dem Betrieb am starren Netz im Netz, in den Stromrichtern und in anderen am Anschlusspunkt angeschlossenen Verbrauchern entstehen. Stromrichter-Netzurückwirkungen hängen eindeutig und reproduzierbar von den netzseitigen Einsatzbedingungen ab [83].

So sind die von HGÜ verursachten Netzurückwirkungen sehr stark von den Netzparametern, insbesondere von den Kurzschlussleistungen sowie von potentiellen Resonanzbedingungen abhängig.

Es sei hier darauf hingewiesen, dass das System Netz A – HGÜ - Netz B geschlossene Wirkungskreise enthält, die eher *Wechselwirkungen* zwischen Netz und Stromrichter als reine Rückwirkungen des Stromrichters auf das Netz sind.

A1.2 Kenngrößen

Aufgrund des großen Systemumfangs und der Vielzahl der möglichen Schaltzustände im Netz ist eine deterministische Beschreibung der durch den Betrieb des Stromrichters zu erwartenden Effekte im Netz nicht möglich [83]. Das Gleiche gilt auch für die Kommunikationsnetze, da die Koppelimpedanzen aufgrund wechselnder Umwelt- und Systembedingungen, der meist unbekanntesten Struktur der Schleifen sowie Schirmungen und wegen inhomogener Erdimpedanzen nicht exakt zu bestimmen sind. Um dennoch Einsatzbedingungen für die Stromrichter am Netz zu definieren, wurden Kenngrößen der Netzurückwirkungen eingeführt. Diese gelten jeweils für einen betrachteten Punkt der Anschlussstruktur, vorzugsweise für den Anschlusspunkt [83].

Tabelle A1.1 gibt einen Überblick über die bei HGÜ-Anwendungen gebräuchlichen und maßgebenden Kenngrößen [7,17,60]. Während D_h und THD allgemein anerkannte Kenngrößen für die Beschreibung der Spannungsverzerrung im Energienetz sind, gibt es zur Beschreibung der Auswirkungen auf Telefonleitungen und andere informationstechnische Anlagen international verschiedene Auffassungen. Die vom International Telegraph and Telephone Consultative Committee (CCITT) empfohlenen Faktoren beschreiben die eher in Europa praktizierte Betrachtung der Stöempfindlichkeit der Telefonnetze und der Sensibilität des menschlichen Gehörs. Die von Bell Telephone Systems (BTS) und vom Edison Electric Institute (EEI) vorgeschlagenen Faktoren beschreiben die mehr in Nordamerika verfolgte Methode. Obwohl die in Tabelle A1.1 aufgeführten gewichteten Faktoren (THFF, TIF) und Ströme (I_T , I_p , I_{eq}) für die Auslegung der Anlage herangezogen werden, geben die genannten Kenngrößen allein keine Auskunft darüber, ob tatsächlich Störungen von Kommunikationsnetzen auftreten werden.

Hinsichtlich der Grenzwerte für D_h wird gewöhnlich unterschieden zwischen grad- und ungeradzahigen Harmonischen. Darüber hinaus sind im Allgemeinen für die niederfrequenten Harmonischen die Grenzwerte höher angesetzt als für Harmonische höherer Frequenz. Für die 3. und 5. Harmonische werden oft separate Grenzwerte angegeben.

Bei allen Kenngrößen muss in der Praxis unterschieden werden zwischen dem Beitrag der HGÜ-Stromrichter (Aussendungspegel) und den schon im Netz vorhandenen Pegeln. Die häufig im Planungsstadium von HGÜ vorgesehenen Messungen im Netz geben jedoch nur Aufnahmen der Situation im Augenblick bzw. im Zeitraum der Messung wieder. Deshalb wird in [19] empfohlen, die Planungspegel anteilig auf einzelne Verbraucher bzw. Netz-Teilnehmer aufzuteilen.

Die Festlegung der zulässigen Netzurückwirkungen obliegt dem Netzbetreiber. Die in nationalen und internationale Normen und Empfehlungen, wie zum Beispiel in [19], angegebenen Werte sind so gewählt, dass die Geräte-Störfestigkeitspegel unterschritten werden.

Tabelle A1.1 Kenngrößen der Energiequalität zur Quantifizierung von HGÜ-Netzurückwirkungen

Kenngröße	Berechnung	Typische Grenzwerte
Spannungsverzerrung einer einzelnen Harmonischen (Individual harmonic distortion)	$D_h = \frac{U_h}{U_1} \cdot 100\%$	0,5%...1%...1,5%
Gesamt-Spannungsverzerrung (Total harmonic distortion)	$THD = \sqrt{\sum_{h=2}^M D_h^2}$	1%...4%
Telephone harmonic form factor (CCITT)	$THFF = \sqrt{\sum_{h=1}^M \left(h \cdot \frac{f_0}{800} \cdot p_h \cdot \frac{U_h}{U_1} \right)^2}$	0,6%...1%...1,25%
Telephone interference factor (BTS/EEI)	$TIF = \sqrt{\sum_{h=1}^M \left(C_h \cdot 5 \cdot h \cdot f_0 \cdot \frac{U_h}{U_1} \right)^2}$	15...50
Gewichtetes Strom-Produkt (IT product)	$IT = \sqrt{\sum_{h=1}^M (C_h \cdot 5 \cdot h \cdot f_0 \cdot I_h)^2}$	15000...25000...50000
Äquivalenter Störstrom (Equivalent disturbing current) nach CCITT	$I_p = \frac{1}{p_{800}} \sqrt{\sum_{h=1}^M (K_h \cdot p_h \cdot I_h)^2}$	- (selten angewendet)
Äquivalenter Störstrom (Equivalent disturbing current) nach BTS/EEI	$I_{eq} = \sqrt{\sum_{h=1}^M (H_h \cdot C_h \cdot I_{h-dis})^2}$	AC: 150...800mA DC: 100...1500mA (normaler Betrieb)

- mit:
- U_1 Spannungs-Grundharmonische der Strangspannung
 - h Ordnungszahl der Harmonischen
 - U_h h -te Spannungsharmonische der Strangspannung
 - M größte berücksichtigte Harmonische (meist gilt $M=50$)
 - f_0 Grundfrequenz
 - p_h Psophometrischer Gewichtungsfaktor für die Ordnungszahl h
 - C_h C-message Gewichtungsfaktor für die Ordnungszahl h
 - I_h Effektivwert der h -ten Stromharmonischen
 - K_h Faktor zur Beschreibung der Kopplung zwischen den betroffenen Leitungen bei der h -ten Harmonischen ($K_{800}=1$)
 - H_h Gewichtungsfaktor für die h -te Harmonische bezogen auf 1000Hz zur Beschreibung der Frequenzabhängigkeit der Kopplung, Schirmung und der Empfindlichkeit der Stromkreise des Kommunikationsnetzes
 - I_{h-dis} h -te Harmonische des effektiven Störstroms (gewöhnlich Residual-Mode-Ströme)

A1.3 Unerwünschte Folgen

Die von HGÜ-Stromrichtern verursachten Netzurückwirkungen, insbesondere die ins Netz emittierten Stromharmonischen, können im Energieversorgungsnetz, bei anderen Netzteilnehmern (Energieverbraucher oder -einspeiser), in Kommunikationsnetzen sowie in informationstechnischen Anlagen unerwünscht und unter Umständen sogar gefährliche oder zerstörerische Effekte haben [14,60,84, 85,86]. Dazu gehören:

- Fehlfunktionen elektronischer Komponenten
- Störung von Informationstechnik in Kommunikationsanlagen, Schutz- und Leittechnik
- Zusätzliche Erhitzung von Wicklungen, dadurch Verringerung der Lebensdauer
- Zusätzliche dielektrische Belastungen von Kondensatoren und Kabeln
- Resonanzerscheinungen, welche hohe Knotenspannungen verursachen können, dadurch gegebenenfalls Isolationsprobleme
- Gesundheitsgefahren durch induzierte Spannungen sowie durch Spannungsspitzen infolge Überlagerung von Oberschwingungsspannungen
- Zusätzliche Geräusche
- Sättigung von Transformatoren und Eisendrosseln durch unerwünschte Gleichstromkomponenten

Die in Tabelle A1.1 aufgeführten Kenngrößen ermöglichen eine Quantifizierung der Netzurückwirkungen. Durch die Wahl entsprechender Grenzwerte sollen die genannten Effekte auf ein verträgliches Maß begrenzt werden.

A2 Filter in HGÜ-Anlagen

A2.1 Allgemeines

Das Ziel der Installation von Filteranlagen in HGÜ-Systemen ist die Vermeidung bzw. Verminderung der in Kap. A1.3 aufgeführten negativen Effekte. Diese Filteranlagen sind in Abhängigkeit von Einbauort, Lage zum Hauptstromkreis (parallel oder in Reihe) und ihrer Funktionsweise (aktiv, passiv) unterschiedlich ausgeführt.

Die in Reihe geschalteten Filter haben die Aufgabe, Impulse, die durch das Schalten der Ventile bedingt sind, sowie andere vom Stromrichter ausgehende Störungen vom Netz fernzuhalten. Die wesentlichen Nachteile der Serienschaltung liegen darin, dass alle wesentlichen Komponenten den vollen Betriebsstrom führen und überdies gegen die volle Netzspannung isoliert sein müssen.

Die parallel geschalteten Filter (Shunt-Filter) bilden je nach Abstimmung niederohmige Bypässe für bestimmte Harmonische. Die drehstromseitig installierten Filter dieses Typs dienen zudem der Bereitstellung von Blindleistung.

Tabelle A2.1 zeigt eine grobe Einteilung der bei HGÜ angewendeten Filter.

Tabelle A2.1 Anwendung von Filtern bei HGÜ

Einbauort	Lage zum Hauptstromkreis	Funktionsweise
Drehstromseite	in Reihe	passiv
	Parallel (Shunt)	passiv (Kap. A2.2)
		aktiv (Kap. A2.4)
Gleichstromseite	in Reihe	passiv
	Parallel (Shunt)	passiv (Kap. A2.2)
		aktiv (Kap. A2.4)

A2.2 Blindleistungskompensation

Netzgeführte Stromrichter benötigen sowohl im Gleich- als auch im Wechselrichterbetrieb Blindleistung Q in der Größenordnung von etwa 40-60% der übertragenen Wirkleistung P . Bei ungewöhnlich großen Transformatorimpedanzen oder Betrieb mit vergrößerten Zünd- (α) und Löschwinkeln (γ) ergeben sich höhere Werte. Der Blindleistungsbedarf ist somit eine Funktion der Last sowie der angewendeten Steuerverfahren und wird gewöhnlich im Q - P -Diagramm dargestellt [7,14,17].

Die Grundschiebungsbindleistung setzt sich aus Steuer- und Kommutierungsblindleistung zusammen und ergibt sich entsprechend Gl. (A2.1) [14]. Die relative induktive Gleichspannungsänderung dx wird durch die Spannungseinbrüche während der Kommutierung verursacht. Der Kommutierungswinkel μ bestimmt die Länge dieser Einbrüche und hat somit Einfluss auf dx und damit auf Q .

$$Q = P \cdot \tan\{\arccos[\cos(\alpha) - dx]\} \quad (\text{A2.1})$$

Die Verzerrungsbindleistung als Produkt aus sinusförmiger Netzspannung und der geometrischen Summe aller Oberschwingungsströme wird in der HGÜ-Technik gewöhnlich nicht verwendet und deshalb hier nicht berücksichtigt [14].

Die Drehstromnetze sind aus Gründen der Spannungshaltung, der Verluste und der Stabilität selten in der Lage, die gesamte benötigte Blindleistung zu liefern. Deshalb wird in der Praxis ein Rahmen in

Form eines Blindleistungsbandes vorgegeben, innerhalb dessen sich der Bezug und die Lieferung von Blindleistung durch die HGÜ bewegen dürfen.

Den übersteigenden Blindleistungsbedarf muss die Anlage selbst zur Verfügung stellen. Zu diesem Zweck werden Drehstromfilterbänke und Kondensatorbatterien installiert. Diese werden je nach Bedarf nacheinander zugeschaltet und stellen so stufenweise die benötigte Blindleistung zur Verfügung. Technische Alternativen dazu sind statische Kompensatoren, synchron mitlaufende Phasenschieber und serienkompensierte Anlagen [13]. Diese Alternativen sind jedoch aufwendiger und tragen nicht oder nur wenig zur Filterung der Harmonischen bei.

Die maximale Größe der Filter- und Kondensator-Bänke ergibt sich primär aus der zulässigen Änderung ΔU der Netzspannung beim Zu- oder Abschalten der Bänke. ΔU ist umgekehrt proportional abhängig von der Kurzschlussleistung des Netzes, das heißt, schwache Netze lassen nur Bänke geringer Größe zu. Die Größe der Filter- und Kondensator-Bänke wird weiterhin bestimmt durch den erlaubten Blindleistungsaustausch mit dem Netz, durch regelungstechnische Anforderungen des Netzbetriebes und die ökonomische Notwendigkeit, möglichst wenige Bänke zu installieren.

Resultierend aus der Bank-Größe oder dem Bedarf an Filterleistung kann es im Bereich der Minimallast zu einer Überkompensation an Blindleistung kommen. Wenn die damit verbundene Lieferung von Blindleistung ins Netz nicht erlaubt ist oder den zulässigen Rahmen überschreitet, müssen eine oder mehrere Kompensationsdrosseln vorgesehen werden.

A2.3 Passive Shunt-Filter

Parallel geschaltete passive Shunt-Filter zeichnen sich durch einen relativ einfachen und robusten Aufbau aus. Sie sind die am häufigsten verwendete Filtergruppe. Eine Unterscheidung kann erfolgen zwischen Bandpass- und Hochpassfiltern sowie einfach, doppelt und dreifach abgestimmten Filtern. Daneben sind weitere Schaltungen möglich.

Ausführliche Beschreibungen zum Aufbau und zu den dazugehörigen Impedanz-Frequenz-Kennlinien finden sich in [7,8,13,14,22, 53 sowie 60]. Über eine aktuelle praktische Anwendung wird in [87] berichtet.

Nachteilig ist bei passiven Filtern, dass die Filterwirkung nicht nur von der Filterimpedanz selbst, sondern auch noch von parallelen Impedanzen, wie zum Beispiel der Netzimpedanz, abhängt. Weitere Nachteile sind die mögliche Verstimmung der Filter durch Schwankungen der Temperatur und der Netzfrequenz, durch Alterung, Kannen- oder Wickelausfall und Fertigungstoleranzen. Bei drehstromseitigen Filtern besteht die Gefahr von möglichen Parallelresonanzen mit der Netzreaktanzen.

Aufgrund der vergleichsweise großen Netz- und Filterreaktanzen treten Resonanzen vornehmlich im Bereich niederfrequenter Harmonischer auf [21]. Dies kann wegen der durch Spannungsunsymmetrien bedingten Anregung vor allem bei der 3. Harmonischen zu erheblichen Netzspannungsverzerrungen führen. In diesem Fall hilft nur eine Verringerung der Filterimpedanz und die Abstimmung auf die 3. Harmonische.

Der Verbesserung der Filtereigenschaften und des Resonanzverhaltens mit dem Netz sind jedoch Grenzen gesetzt. Die Größe der für die Filterimpedanz maßgeblichen Hochspannungskondensatoren der drehstromseitig verwendeten passiven Filter wird durch die dem Filter zugeordnete Blindleistung bestimmt. Auf die Filterleistung und das Resonanzverhalten bestehen somit nur eingeschränkt Einflussmöglichkeiten.

Bild A2.1 zeigt die Impedanz-Frequenz-Kennlinien für 4 verschiedene Filtertypen mit jeweils gleicher Blindleistung und einer ohmschen Dämpfung von 1000Ω .

Bei einem einfach abgestimmten (Single Tuned - ST) Filter richtet sich die Größe der Induktivität nach der zu erzielenden Abstimmfrequenz. Ein ST-Filter, der nur auf die 3. Harmonische abgestimmt wird, hat wegen

$$3 = \frac{1}{2\pi f \sqrt{L \cdot C}}$$

(A2.2)

eine vergleichsweise große Induktivität. Bild A2.1 zeigt, dass die Filterwirkung dieses Filters im Bereich der 3. Harmonischen zwar recht breitbandig ist, bei den höheren Harmonischen aber allein durch den eingesetzten Dämpfungswiderstand bestimmt wird. Dies bedingt im höheren Frequenzbereich ein ungünstiges Filterverhalten.

Dieser Nachteil kann bei mehrfach abgestimmten Filtern umgangen werden. Eine Alternative ist ein dreifach abgestimmter (Triple Tuned - TT) Filter mit Filterung auf die 3. Harmonische. Allerdings ist hier im Bereich der 3. Harmonischen nur eine scharfe und somit leicht verstimmbare Abstimmung möglich (Bild A2.1).

Es ist allerdings zu beachten, dass niederfrequente Resonanzen und vorhandene niederfrequente Netzspannungsharmonische die Bemessungswerte und damit die Kosten der Komponenten entsprechend abgestimmter Filter drastisch erhöhen.

Kann auf eine Abstimmung auf die 3. Harmonische verzichtet werden, verbleibt mehr Filterleistung zur Filterung der höherfrequenten Harmonischen wie der Vergleich des Triple-Tuned-Filters TT 3/12/24 mit dem Triple-Tuned-Filter TT 12/24/36 oder auch mit dem Double-Tuned-Filter DT 12/24 im Bild A2.1 zeigt.

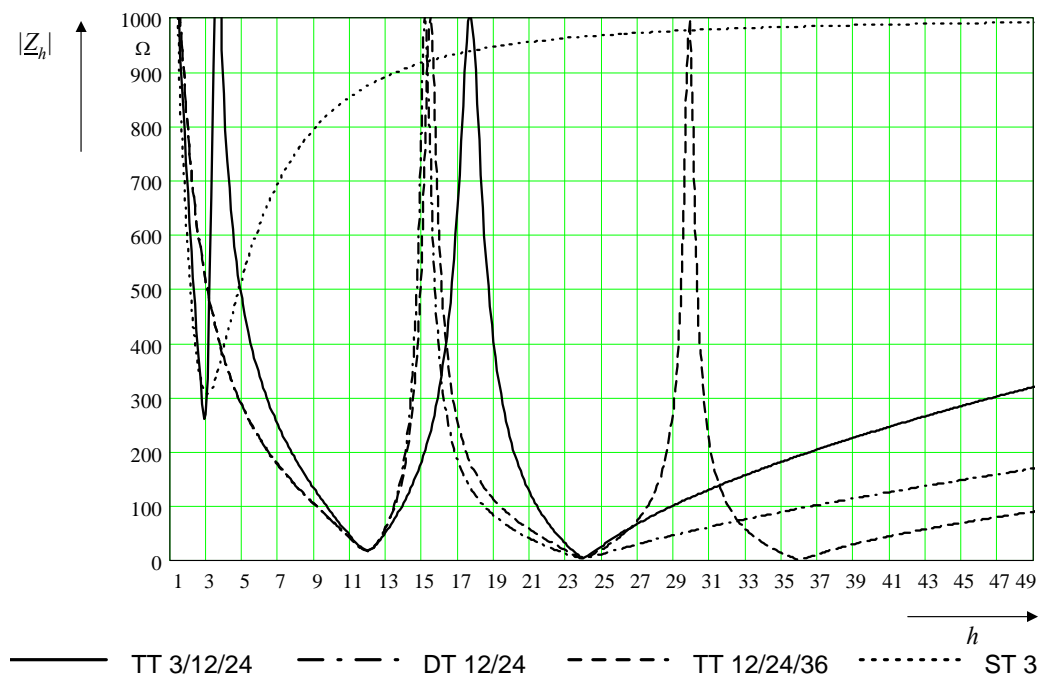


Bild A2.1 Abhängigkeit des Betrages der harmonischen Filterimpedanz Z_h von der Ordnungszahl h der Harmonischen am Beispiel von 4 gedämpften Filtern mit jeweils 100 MVar (davon 50 MVar jeweils für $h=12$, außer ST 3)

Dies gilt sinngemäß auch für die Filterung der 2. Harmonischen auf der Gleichstromseite.

A2.4 Aktive Filter

Aktive Filter enthalten im Unterschied zu passiven Filtern gesteuerte Quellen. Diese generieren ausgewählte Harmonische mit vorbestimmten Phasenwinkeln in der Weise, dass die vom HGÜ-Stromrichter ausgehenden Harmonischen mit jeweils gleicher Frequenz kompensiert werden.

Aufgrund der begrenzten Stromtragfähigkeit der verwendeten Halbleiterbauelemente und der hohen Schaltverluste sind aktive Filter bisher nur als Ankopplung an passive Shunt-Filter realisiert. Die Ankopplung erfolgt dabei auf der Niederspannungsseite des passiven Filters. Diese Hybrid-Filter-Lösung bietet für den aktiven Teil des Gesamtfilters den Vorteil der Trennung vom Hochspannungspotential. Nachteilig ist jedoch die Abhängigkeit vom Verlauf der Impedanzkennlinie des passiven Teils.

Der grundsätzliche Aufbau aktiver Filter ist unter anderem in [8,15 und 88] beschrieben. Ein Beispiel mit Erläuterungen zur Berechnung der resultierenden Spannungsverzerrung liefert [16].

A3 Hauptkomponenten von HGÜ und Errichtungskosten

Der Aufbau und die Funktionsweise von netzgeführten zwölfpulsigen HGÜ ist unter anderem in [7,8,13,14,53] beschrieben.

Bild A3.1 zeigt das Prinzipschaltbild einer HGÜ-Station für eine bipolare Fernübertragung mit Freileitung. Je Stationspol ist eine zwölfpulsige Stromrichtergruppe angeordnet.

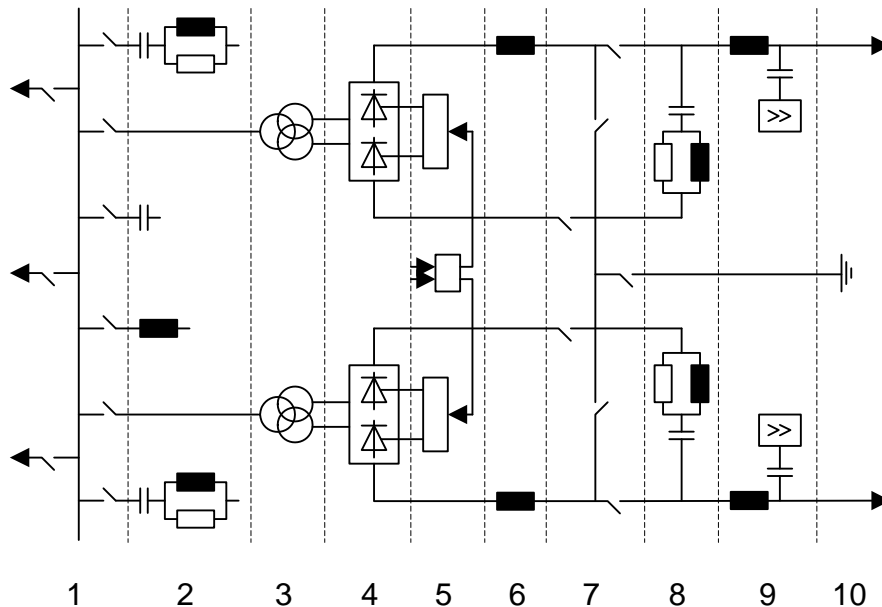


Bild A3.1 Prinzipschaltbild mit den Hauptkomponenten einer HGÜ-Station [14]

- | | |
|----|---|
| 1 | Drehstromschaltanlage |
| 2 | Drehstromfilter und Blindleistungserzeugung |
| 3 | Stromrichtertransformatoren |
| 4 | Stromrichterventile |
| 5 | Steuerung, Regelung, Schutz |
| 6 | Glättungsdrosseln |
| 7 | Gleichstromschaltanlage |
| 8 | Gleichstromfilter |
| 9 | Signalauskopplung für Telekommunikation |
| 10 | Erdelektrode |

Nicht alle der im Bild A3.1 angegebenen Komponenten sind in jeder HGÜ-Station vorhanden.

Die in dieser Arbeit als Schwerpunkt betrachteten Kurzkupplungen werden stets als monopolare Anlagen mit metallischem Rückleiter (Stromschiene) ausgeführt. Bei Vergrößerung der Leistung wird die HGK um einen zweiten Monopol erweitert. Auf die Umrüstung zum Bipol wird aufgrund der höheren Verfügbarkeit zweier Monopole gegenüber einem Bipol bei gleichen Investitionskosten verzichtet.

Bei Kurzkupplungen werden keine Gleichstromfilter und keine stromführenden Erdelektroden installiert. Wegen der räumlichen Nähe der Stromrichter gibt es häufig nur eine Glättungsdrossel je Pol.

Ob Telekommunikationsverbindungen über Pol-, Rück- oder Erdleiter eingerichtet werden, obliegt der Philosophie des die HGÜ betreibenden Unternehmens. Bei Kurzkupplungen entfallen auch diese Komponenten.

Das Vorhandensein von Kompensationsdrosseln zur Erzeugung induktiver Blindleistung ist abhängig von der Größe der installierten Filter und des erlaubten Blindleistungsaustausches mit dem Netz.

Die gesamten Errichtungskosten einer HGÜ sind sehr stark abhängig von:

- der Anlagenkonfiguration,
- bei Fernübertragungen von der Entfernung der Stationen und den Anteilen der Freileitungs- und Kabelstrecken an der Gesamtdistanz,
- von der zu übertragenden Leistung,
- von den aus den drehstromseitigen Anschlussbedingungen resultierenden Anforderungen hinsichtlich Blindleistungskompensation und Filterung und
- von Umweltbedingungen und -anforderungen.

Für eine bipolare Standard-HGÜ mit $\pm 400\text{kV}$ und 2000A sind die Hauptkomponenten der elektrischen Ausrüstung der Konverterstation ungefähr wie folgt aufgeteilt [14]:

Stromrichterventile:	32%
Stromrichtertransformatoren:	26%
Blindleistungskompensation und Filterung auf der Drehstromseite:	18%
Drehstromschaltanlage:	16%
Restliche Kosten:	8%

In [22] werden die Bau- und Engineering-Kosten getrennt von den Komponenten aufgeführt, deshalb ist der Anteil der Einzelkomponenten an den Gesamtkosten deutlich kleiner:

Stromrichterventile:	20%
Stromrichtertransformatoren:	16%
Blindleistungskompensation und Filterung auf der Drehstromseite:	10%
Andere Komponenten:	10%
Bau:	14%
Engineering:	10%
Restliche Kosten:	20%

Der Kostenanteil der einzelnen Komponenten ist jedoch noch von weiteren Faktoren abhängig, deshalb können die hier angeführten Werte nur eine grobe Vorstellung von den zu erwartenden Größenordnungen geben.

A4 Berechnungsbeispiel

A4.1 Basisdaten

Nachfolgend sind die Parameter bzw. Parameterbereiche einer Hochspannungs-Gleichstrom-Kurzkupplung [74,75] aufgeführt, welche den in dieser Arbeit dokumentierten Simulationen als Berechnungsbeispiel zugrunde liegt. Die dargestellten Größen beziehen sich, sofern sie nicht allgemein-gültig sind oder etwas anderes angegeben ist, auf die jeweils zugehörige Spannungsebene. Tabelle A4.1 gibt einen Überblick über die elektrischen Kennwerte der Anlage.

Tabelle A4.1 Bemessungswerte und Nenngrößen

Gleichstromseite	Transformatoren	Netz (A/B)	Steuerung
$P_{dr} = 600 \text{ MW}$	$S_{Tr} = 242/121/121 \text{ MVA}$	$S_{kmin} = 3,2/2,5 \text{ GVA}$	$\alpha_r = 15^\circ$
$P_{dmin} = 60 \text{ MW}$	$U_{Tr} = 230,9/68,9/39,8 \text{ kV}$	$S_{kmax} = 16,5/16,5 \text{ GVA}$	$\gamma_r = 17^\circ$
$U_{dr} = 165 \text{ kV}$	$u_{k\%} = 19,6 \%$	$U_{Nn} = 400/400 \text{ kV}$	
$I_{dr} = 3750 \text{ A}$		$f_{Nn} = 50/50 \text{ Hz}$	
$L_d = 40/80 \text{ mH}$			

Die Stromrichtertransformatoren sind Einphasen-Einheiten mit je 3 Wicklungen. Das Übersetzungsverhältnis kann jeweils um $\pm 10\%$ mit den Stufenstellern verändert werden.

Tabelle A4.2 enthält die aus Tabelle A4.1 resultierenden Kurzschlussimpedanzen zwischen Primär- und Sekundärseite („ps“) der Transformatoren sowie die Ersatz-Netzimpedanzen der Netze A und B (Annahme eines Spannungsfaktors von 1,1). Die 50Hz-Ersatz-Netzimpedanzen variieren in den durch S_{kmin} und S_{kmax} (Tabelle A4.1) vorgegebenen Bereichen sowie auf der Sekundärseite (Unterspannungsseite) der Transformatoren zusätzlich im Rahmen des Stellbereiches der Übersetzungsverhältnisse der Stromrichtertransformatoren. Die Transformatorimpedanzen selbst variieren in diesem Beispiel nur in Abhängigkeit von den Übersetzungsverhältnissen. Die Änderung der Kurzschlussimpedanz aufgrund der Änderung des Übersetzungsverhältnisses wird hier nicht berücksichtigt.

Bei Vernachlässigung der ohmschen Anteile ergeben sich daraus Minimal- und Maximalwerte für die Kommutierungsreaktanzen beider Seiten (X_{AKmin} , X_{AKmax} , X_{BKmin} , X_{BKmax}).

Die hier und nachfolgend genannten Impedanzen gelten stets für die Grundfrequenz.

Der Zwischenkreisstrom kann wahlweise mit einer oder zwei baugleichen und in Reihe geschalteten Induktivitäten von je 40 mH geglättet werden. Für 50Hz ergeben sich daraus $X_{d1}=12,57 \Omega$ und $X_{d2}=25,13 \Omega$.

Tabelle A4.2 Drehstromseitige Impedanzen

Impedanzwerte unter Berücksichtigung des Transformator-Stufensteller-Bereiches			
Element	Bezeichnung	bezogen auf	
		Oberspannungsseite	Unterspannungsseite
Stromrichtertransformatoren (Yy0 / Yd11)	$Z_{ps-nenn}$	86,4 Ω	2,57 Ω
	Z_{ps-min}	86,4 Ω	2,12 Ω
	Z_{ps-max}	86,4 Ω	3,17 Ω
Ersatz-Netzimpedanz Seite A	Z_{AN-min}	10,7 Ω	0,26 Ω
	Z_{AN-max}	55,0 Ω	2,01 Ω
Ersatz-Netzimpedanz Seite B	Z_{BN-min}	10,7 Ω	0,26 Ω
	Z_{BN-max}	70,4 Ω	2,58 Ω

A4.2 Impedanzverhältnisse unter der Annahme $R_{\Sigma}=0$

Bei Vernachlässigung aller Resistenzen gilt entsprechend Tabelle A4.2 für die Kommutierungsreaktanzen der Seiten A und B bezogen auf die Unterspannungsseite:

$$X_{AK \max} = Z_{AN \max} + Z_{ps \max} = 5,18 \Omega \quad \text{sowie}$$

$$X_{BK \max} = Z_{BN \max} + Z_{ps \max} = 5,75 \Omega$$

$$X_{AK \min} = X_{BK \min} = Z_{AN \min} + Z_{ps \min} = 2,38 \Omega$$

Aus den im Variationsbereich kleinst- und größtmöglichen Werten für die Kommutierungs- und Glättungsreaktanzen ergeben sich die in Tabelle A4.3 angegebenen Konstellationen, welche hinsichtlich der Gesamtreaktanz X_{Σ} oder der aus den Gl. (3.1) bis (3.3) in Kap. 3 resultierenden Verhältnisse X_{Σ}/X_{AK} , X_{Σ}/X_{BK} , und X_{AK}/X_{BK} die Extremwerte des Untersuchungsbereiches darstellen.

Diese Größenverhältnisse der Gesamt- und Kommutierungsreaktanzen untereinander sind maßgebend für den Momentanwertverlauf des Zwischenkreisstromes sowie die Größe der Kommutierungswinkel. Die in Tabelle A4.3 aufgeführten Werte für X_{Σ} beziehen sich auf die Unterspannungsseite.

Ergänzend zu Tabelle A4.3 sind in Tabelle A4.4 die für die betrachteten Reaktanzkonstellationen angenommenen verketteten Quellenspannungen bezogen auf die Netznominalspannung U_{Nn} angegeben. Die Übersetzungsverhältnisse der Transformatoren sind in den hier aufgeführten Fällen so eingestellt, dass die ventiltseitige Nennspannung erreicht wird.

Tabelle A4.3 Reaktanzverhältnisse sowie Gesamtreaktanz X_{Σ} (bezogen auf die Unterspannungsseite) der betrachteten Konfigurationen

Nr.	Konstellation	X_{Σ}/Ω	X_{Σ}/X_{AK}	X_{Σ}/X_{BK}	X_{AK}/X_{BK}	Bemerkung
1	$X_{AKmax}, X_{BKmax}, X_{d2}$	84,7	16,4	14,8	0,9	größter Wert für X_{Σ}
2	$X_{AKmin}, X_{BKmin}, X_{d1}$	33,4	14,0	14,0	1,0	kleinster Wert für X_{Σ}
3	$X_{AKmin}, X_{BKmax}, X_{d2}$	67,5	28,4	11,8	0,4	größter Wert für X_{Σ}/X_{AK}
4	$X_{AKmax}, X_{BKmin}, X_{d2}$	63,3	12,2	26,6	2,2	größter Wert für X_{Σ}/X_{BK}
5	$X_{AKmax}, X_{BKmin}, X_{d1}$	50,7	9,8	21,3	2,2	kleinster Wert für X_{Σ}/X_{AK}
6	$X_{AKmin}, X_{BKmax}, X_{d1}$	54,9	23,1	9,6	0,4	kleinster Wert für X_{Σ}/X_{BK}

Tabelle A4.4 Quellenspannungen für die in Tabelle A4.3 aufgeführten Impedanzkonstellationen

Nr.	Konstellation	$\sqrt{3} \underline{U}_{A(l)} / U_{Nn}$	$\sqrt{3} \underline{U}_{B(l)} / U_{Nn}$	Bemerkung
1	$X_{AKmax}, X_{BKmax}, X_{d2}$	0,9	0,9	größter Wert für X_{Σ}
2	$X_{AKmin}, X_{BKmin}, X_{d1}$	1,1	1,1	kleinster Wert für X_{Σ}
3	$X_{AKmin}, X_{BKmax}, X_{d2}$	1,1	0,9	größter Wert für X_{Σ}/X_{AK}
4	$X_{AKmax}, X_{BKmin}, X_{d2}$	0,9	1,1	größter Wert für X_{Σ}/X_{BK}
5	$X_{AKmax}, X_{BKmin}, X_{d1}$	0,9	1,1	kleinster Wert für X_{Σ}/X_{AK}
6	$X_{AKmin}, X_{BKmax}, X_{d1}$	1,1	0,9	kleinster Wert für X_{Σ}/X_{BK}

A4.3 Impedanzverhältnisse unter der Annahme $R_{\Sigma} > 0$

Um Aussagen hinsichtlich des Einflusses der ohmschen Widerstände auf die Strommomentanwerte und Kommutierungswinkel zu erhalten, werden bei den betreffenden Untersuchungen die nachstehenden Annahmen hinsichtlich der ohmschen Anteile der beteiligten Impedanzen getroffen.

Die in Tabelle A4.5 aufgeführten Resistenzen sind fiktive Werte. Sie dienen der Untersuchung eines sehr ungünstigen Falles hinsichtlich des Impedanzwinkels des Gesamtsystems. Sie entsprechen nicht der ausgeführten Anlage bzw. den Energiesystemen.

Hinsichtlich der Reaktanzen wird keine Änderung zu Kap. A4.2 vorgenommen.

Tabelle A4.5 Angenommene Maximalwerte der Resistenzen

Element	Glättungsdrossel	Transformatoren	Netz (A/B)
X/R bei 50Hz	30	30	10
Bezugsspannung	Unterspannungsseite	Oberspannungsseite	Oberspannungsseite
Ohmscherwiderstand	$R_d = 0,42/0,84 \Omega$	$R_{AT} = R_{BT} = 2,9 \Omega$	$R_{AN} = 1,07...5,5 \Omega$ $R_{BN} = 1,07...7,0 \Omega$

A4.4 Annahmen und Festlegungen

Für die in dieser Arbeit ausgewählten Betriebspunkte werden folgende Annahmen und Festlegungen getroffen:

- (1) Die Quellenspannungen können um bis zu $\pm 10\%$ von der für beide Netze gültigen Netzennspannung U_{Nn} abweichen. Dies entspricht dem in der Praxis gewöhnlich akzeptierten Toleranzbereich. Wenn in der Arbeit nicht anders beschrieben, kompensieren die ausgewählten Übersetzungsverhältnisse diese Spannungsabweichungen, so dass auf der Ventilseite die Spannungsbeträge $U_{A(l)}=U_{B(l)}$ wirksam sind.
- (2) Der Stromrichter A wird als Gleichrichter betrieben. Dessen Steuerwinkel wird im Bereich $13^\circ \leq \alpha_A \leq 22^\circ$ variiert. Zusammen mit den ausgewählten Zündwinkeln $\alpha_B=156^\circ$ und $\alpha_B=140^\circ$ des Wechselrichters (Stromrichter B) ergeben sich Übertragungsleistungen, die im Teillastbereich liegen (Tabelle A4.6).
- (3) Die Phasendifferenz $\Delta\varphi_{(l)}$ zwischen den Spannungs-Mitsystemenzeigern beider Netze ($\underline{U}_{A(l)}$ und $\underline{U}_{B(l)}$) kann zwischen 0 und 360° liegen. Im Fall symmetrischer Spannung und Ventilizündung tritt nach 30° eine Wiederholung des Spannungsverlaufes im Zwischenkreis auf. Deshalb reicht es bei Betrachtung dieses Falles aus, das Intervall $0 \leq \varphi_{(l)} \leq 30^\circ$ zu untersuchen.

Tabelle A4.6 Relative Größe des Gleichstromes bzw. der Übertragungsleistung für die Konfigurationen aus Tabelle A4.3 und Tabelle A4.4

α_A ($^\circ$)	13	15	15	16	19	22
α_B ($^\circ$)	156	156	140	156	156	156
$u_{(l)}$	1	1	1,18	1	1	1
Nr.	I_d/I_{dr} bzw. P_d/P_{dr}					
1	0,14	0,12	-	0,11	0,08	0,03
2	0,33	0,29	0,29	0,26	0,17	0,07
3	0,19	0,17	-	0,15	0,10	0,04
4	0,21	0,18	-	0,16	0,11	0,05
5	0,21	0,18	-	0,16	0,11	0,05
6	0,19	0,17	-	0,15	0,10	0,04

A5 Zündwinkelabweichungen als Funktion des komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors

Bild A5.1 zeigt den Zusammenhang zwischen den Zündwinkelabweichungen $\Delta\alpha_q$ und dem *Argument* θ_S des komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors k_S für die 6 Ventilpaare ($q/q+6$) eines zwölfpulsigen Stromrichters. Es wurde eine Steuerungsunsymmetrie der Größe $k_S=0,02$ zugrundegelegt. Die Nummerierung der Ventile entspricht Bild 3.1 (Kap. 3.2).

Die funktionale Abhängigkeit $\Delta\alpha_q$ vom Betrag k_S des komplexen Steuerungsunsymmetriefaktors ist linear. Das heißt, die im Bild A5.1 dargestellten $\Delta\alpha_q$ verändern ihre Größe im gleichen Verhältnis, wie $k_S/0,02$.

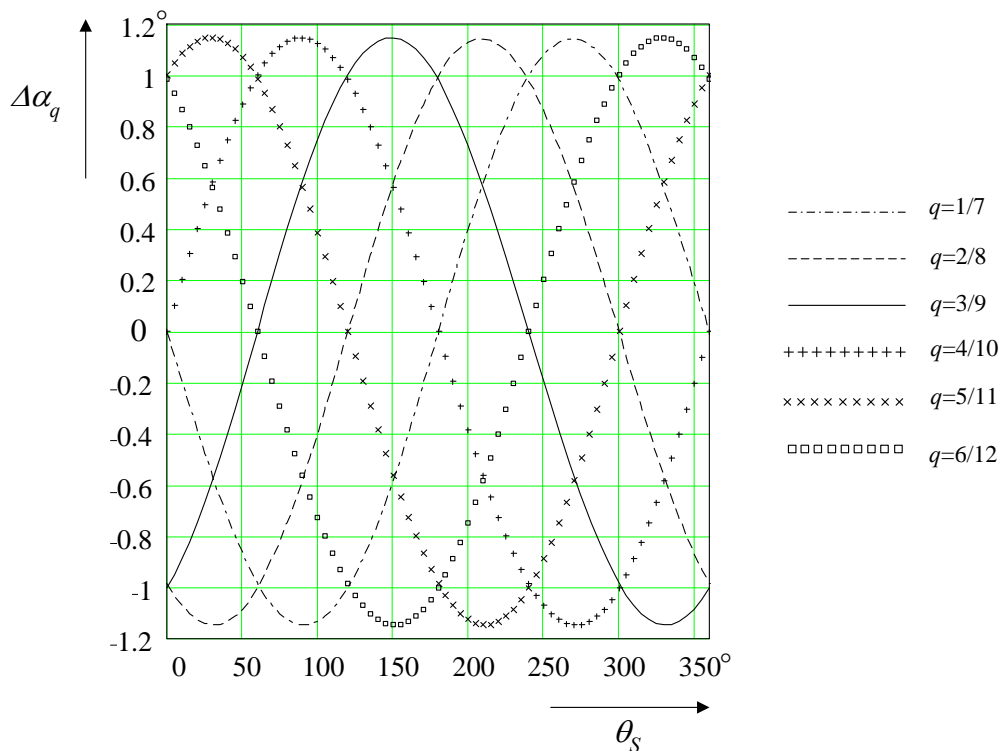


Bild A5.1 Zündwinkelabweichungen $\Delta\alpha_q$ in Abhängigkeit von θ_S bei $k_S=0,02$

A6 Diskrete Werte des Zwischenkreisstromes im Zündzeitpunkt – nichtäquidistante Zündung

Die hier beispielhaft für den Fall 1 (Bild 3.3, Kap. 3.8) skizzierte Herleitung der Gleichungen zur Berechnung der Differenzstromwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ infolge Ansteuermodifikation basiert auf dem in Kap. 5.2 vorgestellten Lösungsansatz.

Die Integration von Gl. (5.3) bzw. (5.4) (Kap. 5.2) erfolgt nun zwischen $t_{A\alpha q}$ und $t_{A\beta q}$ bzw. zwischen $t_{B\alpha(q+p)}$ und $t_{B\beta(q+p)}$ (Bild 5.5, Kap. 5.7.1). Gl. (5.5) wird in den von $t_{A\beta q}$ und $t_{B\alpha(q+p)}$ bzw. $t_{B\beta(q+p)}$ und $t_{A\alpha(q+1)}$ vorgegebenen Grenzen integriert.

Nach darauf folgender Addition und Eliminierung der diskreten Werte am Ende der Kommutierungsintervalle folgen die Gl. (A6.1) sowie (A6.2):

$$\begin{aligned}
 L_{\Sigma} \cdot i_d(t_{A\alpha(q+1)}) - L_1 \cdot i_d(t_{A\alpha q}) &= \int_{t_{B\alpha(q+p)}}^{t_{A\alpha(q+1)}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p)}(t)) dt \\
 &+ \frac{L_{\Sigma} - L_{BK}}{L_{\Sigma}} \int_{t_{A\alpha q}}^{t_{B\alpha(q+p)}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p-1)}(t)) dt
 \end{aligned} \tag{A6.1}$$

$$\begin{aligned}
 L_{\Sigma} \cdot i_d(t_{B\alpha(q+p+1)}) - L_1 \cdot i_d(t_{B\alpha(q+p)}) &= \int_{t_{A\alpha(q+1)}}^{t_{B\alpha(q+p+1)}} (u_{A\Sigma(q+1)}(t) + u_{B\Sigma(q+p)}(t)) dt \\
 &+ \frac{L_{\Sigma} - L_{AK}}{L_{\Sigma}} \int_{t_{B\alpha(q+p)}}^{t_{A\alpha(q+1)}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p)}(t)) dt
 \end{aligned} \tag{A6.2}$$

mit: L_1 nach Gl. (5.22) (Kap. 5.6.2)

Da symmetrische Spannungen vorausgesetzt werden, enthalten $u_{A\Sigma q}(t)$ und $u_{B\Sigma(q+p)}(t)$ nur die Mitsysteme der Quellenstrangspannungen.

Nach Abzug des aus der äquidistanten Zündung resultierenden Anteils und einigen Umformungen kann ein Gleichungssystem (Gl. (A6.3)) zur Ermittlung der $\Delta i_d(t_{A0q})$ für alle Ventile q gebildet werden. Weil die im Abstand von 180° zündenden Ventile jeweils die gleiche Zündzeitpunktverschiebung aufweisen (Wiederholperiode $T=\pi$) genügt es, 6 Intervalle der Stromführung zu betrachten.

Das entsprechende Gleichungssystem und den weiteren Weg zur Herleitung der Berechnungsvorschrift für $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ erhält man mit analoger Vorgehensweise. Auf die Darstellung wird daher verzichtet.

$$\begin{aligned}
\text{Intervall 1: } & L_{\Sigma} \cdot \Delta i_d(t_{A02}) - L_1 \cdot \Delta i_d(t_{A01}) = \\
& \int_{t_{A02}}^{t_{A02} + \Delta t_{A02}} \left(u_{A\Sigma(1)1}(t) + u_{B\Sigma(1)(1+p)}(t) \right) dt - \int_{t_{B0(1+p)}}^{t_{B0(1+p)} + \Delta t_{B0(1+p)}} \left(u_{A\Sigma(1)1}(t) + u_{B\Sigma(1)(1+p)}(t) \right) dt \\
& + \frac{L_{\Sigma} - L_{BK}}{L_{\Sigma}} \left[\int_{t_{B0(1+p)}}^{t_{B0(1+p)} + \Delta t_{B0(1+p)}} \left(u_{A\Sigma(1)1}(t) + u_{B\Sigma(1)(6+p)}(t) \right) dt \right. \\
& \quad \left. - \int_{t_{A01}}^{t_{A01} + \Delta t_{A01}} \left(u_{A\Sigma(1)1}(t) + u_{B\Sigma(1)(6+p)}(t) \right) dt \right] \\
\text{Intervall 2: } & L_{\Sigma} \cdot \Delta i_d(t_{A03}) - L_1 \cdot \Delta i_d(t_{A02}) = \\
& \int_{t_{A03}}^{t_{A03} + \Delta t_{A03}} \left(u_{A\Sigma(1)2}(t) + u_{B\Sigma(1)(2+p)}(t) \right) dt - \int_{t_{B0(2+p)}}^{t_{B0(2+p)} + \Delta t_{B0(2+p)}} \left(u_{A\Sigma(1)2}(t) + u_{B\Sigma(1)(2+p)}(t) \right) dt \\
& + \frac{L_{\Sigma} - L_{BK}}{L_{\Sigma}} \left[\int_{t_{B0(2+p)}}^{t_{B0(2+p)} + \Delta t_{B0(2+p)}} \left(u_{A\Sigma(1)2}(t) + u_{B\Sigma(1)(1+p)}(t) \right) dt \right. \\
& \quad \left. - \int_{t_{A02}}^{t_{A02} + \Delta t_{A02}} \left(u_{A\Sigma(1)2}(t) + u_{B\Sigma(1)(1+p)}(t) \right) dt \right] \\
& \quad \vdots \\
\text{Intervall 6: } & L_{\Sigma} \cdot \Delta i_d(t_{A01}) - L_1 \cdot \Delta i_d(t_{A06}) = \\
& \int_{t_{A01} + \frac{T}{2}}^{t_{A01} + \Delta t_{A01} + \frac{T}{2}} \left(u_{A\Sigma(1)6}(t) + u_{B\Sigma(1)(6+p)}(t) \right) dt - \int_{t_{B0(6+p)}}^{t_{B0(6+p)} + \Delta t_{B0(6+p)}} \left(u_{A\Sigma(1)6}(t) + u_{B\Sigma(1)(6+p)}(t) \right) dt \\
& + \frac{L_{\Sigma} - L_{BK}}{L_{\Sigma}} \left[\int_{t_{B0(6+p)}}^{t_{B0(6+p)} + \Delta t_{B0(6+p)}} \left(u_{A\Sigma(1)6}(t) + u_{B\Sigma(1)(5+p)}(t) \right) dt \right. \\
& \quad \left. - \int_{t_{A06}}^{t_{A06} + \Delta t_{A06}} \left(u_{A\Sigma(1)6}(t) + u_{B\Sigma(1)(5+p)}(t) \right) dt \right]
\end{aligned} \tag{A6.3}$$

Aus der Lösung dieses Gleichungssystems folgt nach einigen Umformungen Gl. (A6.4).

Gl. (A6.4) zeigt, dass der diskrete Wert des Zwischenkreisstromes im Moment der Zündung eines beliebigen Ventils q im Stromrichter A von Zündwinkeländerungen $\Delta\alpha_{Aq}$ und $\Delta\alpha_{B(q+p)}$ in *beiden* Stromrichtern bestimmt wird.

Wenn in beiden Stromrichtern äquidistant gezündet wird, mithin für alle Ventile $\Delta\alpha_{Aq} = \Delta\alpha_{B(q+p)} = 0$ gilt, dann sind die diskreten Stromwerte beim Zünden der Ventile gleich groß. Diesen einfachen Plausibilitätstest erfüllt Gl. (A6.4), denn in diesem Fall ist $\Delta i_d(t_{A0q})$ für alle q gleich Null.

$$\Delta i_d(t_{A0q}) = C_1 \hat{U}_{A(1)} \sum_{i=0}^5 \frac{X_\Sigma^i}{X_1^{(i-5)}} \left[\begin{array}{l}
\sin \Delta \alpha_{A(q+i+1)} \cdot \left(\cos \left(\alpha_A + \frac{\pi}{12} \right) + u_{(1)} \cos(\alpha_A - \beta) \right) \\
\cos \Delta \alpha_{A(q+i+1)} \cdot \left(\sin \left(\alpha_A + \frac{\pi}{12} \right) + u_{(1)} \sin(\alpha_A - \beta) \right) \\
- \sin \Delta \alpha_{A(q+i)} \cdot \frac{X_\Sigma - X_{BK}}{X_\Sigma} \left(\cos \left(\alpha_A - \frac{\pi}{12} \right) \right. \\
\left. + u_{(1)} \cos(\alpha_A - \beta) \right) \\
- \cos \Delta \alpha_{A(q+i)} \cdot \frac{X_\Sigma - X_{BK}}{X_\Sigma} \left(\sin \left(\alpha_A - \frac{\pi}{12} \right) \right. \\
\left. + u_{(1)} \sin(\alpha_A - \beta) \right) \\
+ \sin \Delta \alpha_{B(q+i+p)} \cdot \left(-\frac{X_{BK}}{X_\Sigma} \cos(\alpha_B + \beta) \right. \\
\left. - u_{(1)} \cos \left(\alpha_B - \frac{\pi}{12} \right) \right. \\
\left. + \frac{X_\Sigma - X_{BK}}{X_\Sigma} \cdot u_{(1)} \cos \left(\alpha_B + \frac{\pi}{12} \right) \right) \\
+ \cos \Delta \alpha_{B(q+i+p)} \cdot \left(-\frac{X_{BK}}{X_\Sigma} \sin(\alpha_B + \beta) \right. \\
\left. - u_{(1)} \sin \left(\alpha_B - \frac{\pi}{12} \right) \right. \\
\left. + \frac{X_\Sigma - X_{BK}}{X_\Sigma} \cdot u_{(1)} \sin \left(\alpha_B + \frac{\pi}{12} \right) \right) \\
- \left(\sin \left(\alpha_A + \frac{\pi}{12} \right) - \frac{X_{BK}}{X_\Sigma} \cdot \sin(\alpha_B + \beta) \right) \\
- \left(-\frac{X_\Sigma - X_{BK}}{X_\Sigma} \cdot \sin \left(\alpha_A - \frac{\pi}{12} \right) \right) \\
+ u_{(1)} \left(\sin \left(\alpha_B - \frac{\pi}{12} \right) - \frac{X_{BK}}{X_\Sigma} \cdot \sin(\alpha_A - \beta) \right) \\
+ u_{(1)} \left(-\frac{X_\Sigma - X_{BK}}{X_\Sigma} \cdot \sin \left(\alpha_B + \frac{\pi}{12} \right) \right)
\end{array} \right] \quad (\text{A6.4})$$

mit: L_l nach Gl. (5.22) (Kap. 5.6.2)

A7 Reaktanzverhältnisse

Die hier angegebenen Reaktanzverhältnisse $x_1 \dots x_8$ setzen sich aus den Kommutierungsreaktanzen X_{AK} und X_{BK} und der Gesamtreaktanz X_{Σ} zusammen.

$$x_0 = \left(\frac{X_d + X_{A\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{1}{2} \right)$$

$$x_1 = \frac{X_{AK} - X_{BK}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$$

$$x_3 = \frac{2X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$$

$$x_5 = \frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{1}{2}$$

$$x_6 = \frac{2X_{AK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$$

$$x_8 = \frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} - \frac{1}{2}$$

$$x_2 = \frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{2X_{\Sigma} - \frac{X_{AK} + X_{BK}}{2}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$$

$$x_4 = \frac{2X_{\Sigma} - X_{AK} - X_{BK} + \frac{X_{AK} X_{BK}}{2X_{\Sigma}}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$$

$$x_7 = \frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} - \frac{2X_{\Sigma} - \frac{X_{AK} + X_{BK}}{2}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$$

Die Beträge von x_1 bis x_8 unterscheiden sich zum Teil erheblich:

- Wegen der im Allgemeinen voraussetzbaren Relationen $(X_d + X_{A\Sigma}) \gg X_{AK}$, $X_{\Sigma} \gg X_{AK}$ und $X_{\Sigma} \gg X_{BK}$, ergeben sich unter den hier aufgeführten Reaktanzverhältnissen die größten Werte für x_0 , x_4 , x_5 und x_8 .
- Wenn die Kommutierungsreaktanzen beider Seiten sich in ihrer Größe deutlich voneinander unterscheiden, dann können auch x_2 und x_7 große Werte annehmen.
- Bei gleichen Kommutierungsreaktanzen auf beiden Seiten nehmen x_3 und x_6 den Wert 1 an und x_1 verschwindet.

A8 Betrachtung paralleler Lösungen

Bei der Herleitung der Gleichungen zur Bestimmung von μ_A (Gl. (6.9) in Kap. 6.3.2 für Fall 1) und μ_B wurde berücksichtigt, dass die Funktionen $f(\psi)=\arccos \psi$ und $\varphi(\zeta)=\arctan \zeta$ keine Eindeutigkeit aufweisen.

Die bei der Herleitung von Gl. (6.9) zu lösende allgemeine Gleichung

$$\cos[\mu + \varphi(\zeta)] - \psi = 0 \quad (\text{A8.1})$$

liefert deshalb die Lösungen

$$\begin{aligned} \mu_1 &= \arccos \psi - \varphi_0, \\ \mu_2 &= -\arccos \psi - \varphi_0 \quad \text{sowie} \\ \mu_3 &= \arccos \psi - \varphi_0 \pm \pi \quad \text{und} \\ \mu_4 &= -\arccos \psi - \varphi_0 \pm \pi. \end{aligned}$$

Bei Voraussetzung der in Gl. (3.4) (Kap. 3.3) angegebenen Größenverhältnisse für die Reaktanzen unterscheidet sich ψ nicht wesentlich von 1, wobei die Lösbarkeit der Arccos-Funktion die Randbedingung $\psi \leq 1$ setzt.

Aus den letzten Schritten bei der Herleitung des Terms $\varphi(\zeta)$ in Gl. (6.9) wird offenbar, dass wegen $x_5 \gg 1$ (Anl. A7) φ_0 etwas kleiner als α_A ist (Gl. (A8.2)).

$$\begin{aligned} \varphi(\zeta) &= \arctan \left\{ \frac{(x_5 - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta) \cdot \sin \alpha_A - (K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta) \cdot \cos \alpha_A}{(K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta) \cdot \sin \alpha_A + (x_5 - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta) \cdot \cos \alpha_A} \right\} \\ \varphi(\zeta) &= \arctan \left\{ \tan \left[\alpha_A - \arctan \left(\frac{K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta}{x_5 - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta} \right) \right] \right\} \\ \varphi(\zeta) &= \alpha_A - \arctan \left(\frac{K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta}{x_5 - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta} \right) \pm 0 / \pi \\ \varphi(\zeta) &= \varphi_0 (\pm \pi) \end{aligned} \quad (\text{A8.2})$$

Daraus folgt für den Gleichrichterbetrieb zum Beispiel die im Bild A8.1 dargestellte Lage der Funktion $y = \cos(\mu + \varphi(\zeta)) - \psi$ für $\varphi(\zeta) = \varphi_0$ bzw. $\varphi(\zeta) = \varphi_0 \pm \pi$.

Die im 2., 3. und 4. Quadranten liegenden Lösungen (Nullstellen) für Gl. (A8.1) liefern keine sinnvollen Werte für μ . Für $\psi = 0$ (entsprechend Bild A8.1) ergibt sich damit nur μ_1 als Lösung, welche durch Gl. (6.9) bereitgestellt wird.

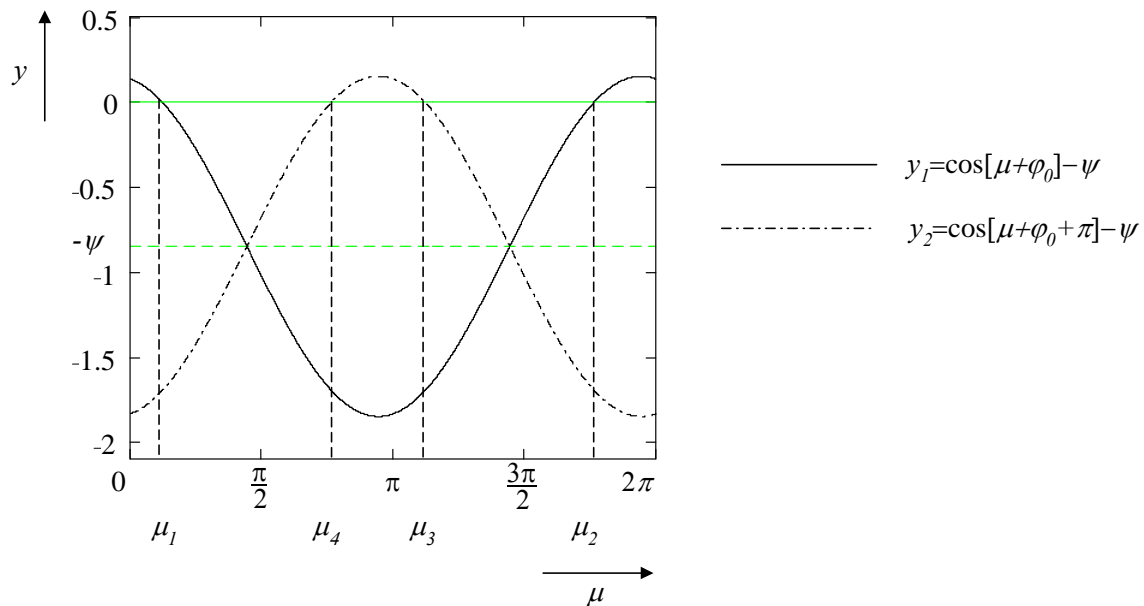


Bild A8.1 Funktion $y = \cos(\mu + \varphi(\zeta)) - \psi$ für $\varphi(\zeta) = \varphi_0$ bzw. $\varphi(\zeta) = \varphi_0 \pm \pi$.

Eine analoge Untersuchung kann für μ_B geführt werden, wobei sich wegen $\alpha_B > \pi/2$ und $x_B \gg 1$ jetzt zwei im ersten Quadranten liegende Lösungen ergeben, denn die entsprechenden Funktionen aus Bild A8.1 verschieben sich nun um ca. 100° - 120° nach links. Die Nullstellen μ_3 und μ_4 von Gl. (A8.1) sind nun in dem für die Kommutierungswinkel maßgebenden ersten Quadranten zu finden und liegen um so näher beieinander, je geringer die Differenz zwischen ψ und 1 ist. Allerdings korrespondiert nur die Lösung bei μ_4 der konventionellen Formel zur Ermittlung der Kommutierungswinkel.

A9 Kommutierungswinkeldifferenzen infolge unsymmetrischer Netzspannungen – Herleitung der Gleichungen für Fall 1

Zur Bestimmung der Kommutierungswinkeldifferenzen $\Delta\mu_q$ werden zunächst die ventilspezifischen Kommutierungswinkel μ_q betrachtet und danach der mittlere Kommutierungswinkel μ aller Ventile abgezogen.

Die Herleitung der Lösung zur Berechnung des Kommutierungswinkels μ_{Aq} beim Zünden des Ventils q im Stromrichter A erfolgt analog zu der in Kap. 6.3.2 skizzierten Vorgehensweise. Jedoch werden nun auch die Spannungs-Gegensysteme $\underline{U}_{A(2)}$ und $\underline{U}_{B(2)}$ berücksichtigt.

Ohne Verwendung von Näherungen ergibt sich mit Hilfe des in Gl. 6.5 (Kap. 6.2) aufgeführten allgemeinen Zusammenhangs eine Gleichung zur Ermittlung des Kommutierungswinkels μ_{Aq} eines beliebigen Ventils q im Stromrichter A bei unsymmetrischen Netzspannungen in beiden Netzen A und B:

$$\mu_{Aq} = \arccos \left[\frac{a_{AUq} - \frac{2X_\Sigma - X_{AK}}{\sqrt{3}\hat{U}_{A(1)}} i_d(t_{A0q})}{\frac{a_{AUq}}{|a_{AUq}|} \sqrt{a_{AUq}^2 + b_{AUq}^2}} \right] + \arctan \left[\frac{b_{AUq}}{a_{AUq}} \right] \quad (\text{A9.1})$$

mit:

$$a_{AUq} = a_{AU} + \Delta a_{AUq}$$

$$a_{AU} = \frac{X_\Sigma}{X_{AK}} \cos \alpha_A + K_1 \sin \left(\alpha_A - \frac{\pi}{12} \right) + u_{(1)} K_1 \sin(\alpha_A - \beta)$$

$$\Delta a_{AUq} = k_{UA} \left[\frac{X_\Sigma}{X_{AK}} \cos \left(\alpha_A + (q-1) \frac{\pi}{3} + \theta_{UA} \right) + K_1 \sin \left(\alpha_A + q \frac{\pi}{3} + 3 \frac{\pi}{4} + \theta_{UA} \right) \right] \\ + k_{UB} u_{(1)} K_1 \sin \left(\alpha_A + q \frac{\pi}{3} + p \frac{\pi}{6} + 7 \frac{\pi}{12} - \Delta\varphi_{(1)} + \theta_{UB} \right)$$

$$b_{AUq} = b_{AU} + \Delta b_{AUq}$$

$$b_{AU} = -\frac{X_\Sigma}{X_{AK}} \sin \alpha_A + K_1 \cos \left(\alpha_A - \frac{\pi}{12} \right) + u_{(1)} K_1 \cos(\alpha_A - \beta)$$

$$\Delta b_{AUq} = k_{UA} \left[-\frac{X_\Sigma}{X_{AK}} \sin \left(\alpha_A + (q-1) \frac{\pi}{3} + \theta_{UA} \right) + K_1 \cos \left(\alpha_A + q \frac{\pi}{3} + 3 \frac{\pi}{4} + \theta_{UA} \right) \right] \\ + k_{UB} u_{(1)} K_1 \cos \left(\alpha_A + q \frac{\pi}{3} + p \frac{\pi}{6} + 7 \frac{\pi}{12} - \Delta\varphi_{(1)} + \theta_{UB} \right)$$

K_1 entsprechend Gl. (5.12) (Kap. 5.4.2)

Im normalen stationären Übertragungsbetrieb und unter den in Kap. 3.2, Absatz (12), sowie Gl. (3.4) (Kap. 3.3) angegebenen Bedingungen gilt stets $a_{AUq} > 0$, so dass der Term $(a_{AUq}/|a_{AUq}|)$ entfallen kann.

Gl. (A9.1) erhält beim Einsetzen aller Größen eine recht unübersichtliche Form. Deshalb wird nachfolgend der Ventilkommutierungswinkel μ_{Aq} gemäß Gl. (6.17) (Kap. 6.5.1) in einen *Mittelwert* μ_A der *Kommutierungswinkel aller Ventile* der Station A und eine *ventilabhängige Abweichung* $\Delta\mu_{Aq}$ aufgeteilt.

Der aus allen μ_{Aq} ($q=1\dots 12$) gebildete Mittelwert μ_A unterscheidet sich für $k_{UA} \leq 2\%$ sowie gleichzeitig $k_{UB} \leq 2\%$ nicht oder nur sehr geringfügig von dem mit Gl. (6.9) (Kap. 6.3.2) für symmetrische Verhältnisse ermittelten Wert μ_A . Die geringfügigen Differenzen sind durch die Nichtlinearität der trigonometrischen Funktionen bedingt.

Durch die somit begründete Anwendbarkeit von Gl. (6.9) kann die Untersuchung des Einflusses der Spannungsunsymmetrien beider Netze auf die Kommutierungswinkel μ_{Aq} aller Ventile q beschränkt werden auf die *Betrachtung der Abweichungen* $\Delta\mu_{Aq}$ vom Mittelwert μ_A .

Für die weitere Entwicklung ist nun die in Gl. (A9.1) vorgenommene Teilung der Parameter a_{AUq} und b_{AUq} in je einen den Mittelwert (a_{AU} und b_{AU}) und die Abweichung (Δa_{AUq} und Δb_{AUq}) bildenden Anteil von Vorteil.

Auch $i_d(t_{A0q})$ wird unter Verwendung der Gl. (5.13) (Kap. 5.4.2) und (5.22) (Kap. 5.6.2) entsprechend Gl. (5.20) (Kap. 5.6.1) zerlegt. Mit Hilfe der auf Taylorreihenentwicklungen (Entwicklungsstelle ist μ_A) basierenden Linearisierungen

$$\begin{aligned}\cos \mu_{Aq} &= \cos(\mu_A + \Delta\mu_{Aq}) \approx \cos \mu_A - (\Delta\mu_{Aq}) \sin \mu_A \\ \sin \mu_{Aq} &= \sin(\mu_A + \Delta\mu_{Aq}) \approx \sin \mu_A + (\Delta\mu_{Aq}) \cos \mu_A\end{aligned}\tag{A9.2}$$

ergibt sich aus Gl. (A9.1) schließlich Gl. (A9.3).

$$\begin{aligned}0 &= \frac{2X_\Sigma - X_{AK}}{\sqrt{3}\hat{U}_{A(1)}} i_d(t_{A0}) - a_{AU} + a_{AU} \cdot \cos \mu_A + b_{AU} \cdot \sin \mu_A \\ &+ \frac{2X_\Sigma - X_{AK}}{\sqrt{3}\hat{U}_{A(1)}} \Delta i_d(t_{A0q}) - \Delta a_{AUq} + \Delta a_{AUq} \cdot \cos \mu_A + \Delta b_{AUq} \cdot \sin \mu_A \\ &- \Delta\mu_{AUq} [a_{AUq} \sin \mu_A + b_{AUq} \cos \mu_A]\end{aligned}\tag{A9.3}$$

Nach Einsetzen der entsprechenden Größen für $i_d(t_{A0q})$, a_{AU} und b_{AU} in die erste Zeile von Gl. (A9.3) wird erkennbar, dass diese Gleichung wegen der zusätzlichen Berücksichtigung der Spannungs-Gegensysteme die Verallgemeinerung zu Gl. (6.8) (Kap. 6.3.2) darstellt.

Die zweite und dritte Zeile von Gl. (A9.3) enthalten die durch die Netzspannungsunsymmetrien in beiden Netzen bedingten zusätzlichen Terme. Bei Beschränkung auf diese Terme folgt nach Umstellung:

$$\Delta\mu_{Aq} = \frac{\Delta a_{AUq} (\cos \mu_A - 1) + \Delta b_{AUq} \sin \mu_A + \frac{2X_\Sigma - X_{AK}}{\sqrt{3}\hat{U}_{A(1)}} \Delta i_d(t_{A0q})}{(a_{AU} + \Delta a_{AUq}) \sin \mu_A - (b_{AU} + \Delta b_{AUq}) \cos \mu_A}\tag{A9.4}$$

Analoges Vorgehen zur Bestimmung der Kommutierungswinkeldifferenzen $\Delta\mu_{B(q+p)}$ aller Ventile im Stromrichter B führt zu Gl. (A9.5).

$$\Delta\mu_{B(q+p)} = \frac{\Delta a_{BU(q+p)} (\cos \mu_B - 1) + \Delta b_{BU(q+p)} \sin \mu_B + \frac{2X_\Sigma - X_{BK}}{\sqrt{3}\hat{U}_{A(1)}} \Delta i_d(t_{B0(q+p)})}{(a_{BU} + \Delta a_{BU(q+p)}) \sin \mu_B - (b_{BU} + \Delta b_{BU(q+p)}) \cos \mu_B}\tag{A9.5}$$

mit: $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ entsprechend Gl. (5.23) (Kap. 5.6.2),

$$a_{BUq} = a_{BU} + \Delta a_{BUq}$$

$$a_{BU} = \frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} u_{(1)} \cos \alpha_B + u_{(1)} K_1 \sin \left(\alpha_B - \frac{\pi}{12} \right) + K_1 \sin(\alpha_B + \beta)$$

$$\Delta a_{BU(q+p)} = k_{UB} u_{(1)} \left[\begin{array}{l} \frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} \cos \left(\alpha_B + (q+p-1) \frac{\pi}{3} + \theta_{UB} \right) \\ + K_1 \sin \left(\alpha_B + (q+p) \frac{\pi}{3} + 3 \frac{\pi}{4} + \theta_{UB} \right) \end{array} \right] \\ + k_{UA} K_1 \sin \left(\alpha_B + q \frac{\pi}{3} + 5 \frac{\pi}{6} + \beta + \theta_{UA} \right)$$

$$b_{BUq} = b_{BU} + \Delta b_{BUq}$$

$$b_{BU} = -\frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} u_{(1)} \sin \alpha_B + u_{(1)} K_1 \cos \left(\alpha_B - \frac{\pi}{12} \right) + K_1 \cos(\alpha_B + \beta)$$

$$\Delta b_{BUq} = k_{UB} u_{(1)} \left[\begin{array}{l} -\frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} \sin \left(\alpha_B + (q+p-1) \frac{\pi}{3} + \theta_{UB} \right) \\ + K_1 \cos \left(\alpha_B + (q+p) \frac{\pi}{3} + 3 \frac{\pi}{4} + \theta_{UB} \right) \end{array} \right] \\ + k_{UA} K_1 \cos \left(\alpha_B + q \frac{\pi}{3} + 5 \frac{\pi}{6} + \beta + \theta_{UA} \right)$$

A10 Kommutierungswinkeldifferenzen infolge Ansteuermodifikation – Herleitung der Gleichungen für Fall 1

Die Integration der Gl. (5.2) und (5.3) (Kap. 5.2) im Kommutierungsintervall zwischen $t_{A\alpha q}$ und $t_{A\beta q}$ (Bild 5.5, Kap. 5.7.1) und die anschließende Subtraktion der Ergebnisse liefert unter Berücksichtigung der Gl. (5.25) und (5.26) den Ansatz zur Ermittlung von $\Delta\mu_{Aq}$.

Nach Abzug des für symmetrische Bedingungen und äquidistante Zündung geltenden Zusammenhangs Gl. (A10.1) verbleibt der „unsymmetrische“, das heißt durch die Steuerungsunsymmetrie bedingte, Anteil (Gl. (A10.2)).

$$(2L_{\Sigma} - L_{AK}) \cdot i_d(t_{A0q}) = \int_{t_{A0q}}^{t_{A1q}} \left(\frac{L_{\Sigma}}{L_{AK}} u_{AKq}(t) - u_{A\Sigma q}(t) - u_{B\Sigma(q+p-1)}(t) \right) dt \quad (\text{A10.1})$$

$$\begin{aligned} (2L_{\Sigma} - L_{AK}) \cdot \Delta i_d(t_{A0q}) = & -\frac{L_{\Sigma}}{L_{AK}} \int_{t_{A0q}}^{t_{A0q} + \Delta t_{A0q}} u_{AKq}(t) dt + \frac{L_{\Sigma}}{L_{AK}} \int_{t_{A1q}}^{t_{A1q} + \Delta t_{A1q}} u_{AKq}(t) dt \\ & + \int_{t_{A0q}}^{t_{A0q} + \Delta t_{A0q}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p-1)}(t)) dt \\ & - \int_{t_{A1q}}^{t_{A1q} + \Delta t_{A1q}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p-1)}(t)) dt \end{aligned} \quad (\text{A10.2})$$

Die gesuchte Kommutierungswinkelabweichung $\Delta\mu_{Aq}$ ist in den Integrationsgrenzen von Gl. (A10.2) enthalten. Unter Berücksichtigung der Gl. (3.7)-(3.11) (Kap. 3.5-Kap. 3.8) sowie von Gl. (5.12) (Kap. 5.4.2) folgt nun:

$$0 = \frac{2X_{\Sigma} - X_{AK}}{K_1 \sqrt{3} \hat{U}_{A(1)}} \Delta i_d(t_{A0q}) + c_{ASq} + \Delta a_{ASq} \cdot \cos \Delta\mu_{Aq} + \Delta b_{ASq} \cdot \sin \Delta\mu_{Aq} \quad (\text{A10.3})$$

mit: $\Delta i_d(t_{A0q})$ entsprechend Gl. (5.28) (Kap. 5.7.2)

$$\begin{aligned} \Delta a_{ASq} = & \cos \Delta\alpha_{Aq} \left[\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} \cos(\alpha_A + \mu_A) + \sin\left(\alpha_A + \mu_A - \frac{\pi}{12}\right) + u_{(1)} \sin(\alpha_A + \mu_A - \beta) \right] \\ & + \sin \Delta\alpha_{Aq} \left[-\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} \sin(\alpha_A + \mu_A) + \cos\left(\alpha_A + \mu_A - \frac{\pi}{12}\right) + u_{(1)} \cos(\alpha_A + \mu_A - \beta) \right] \\ \Delta b_{ASq} = & \cos \Delta\alpha_{Aq} \left[-\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} \sin(\alpha_A + \mu_A) + \cos\left(\alpha_A + \mu_A - \frac{\pi}{12}\right) + u_{(1)} \cos(\alpha_A + \mu_A - \beta) \right] \\ & + \sin \Delta\alpha_{Aq} \left[-\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} \cos(\alpha_A + \mu_A) - \sin\left(\alpha_A + \mu_A - \frac{\pi}{12}\right) - u_{(1)} \sin(\alpha_A + \mu_A - \beta) \right] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
c_{ASq} &= \frac{X_\Sigma}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} [\cos \alpha_A - \cos(\alpha_A + \mu_A)] \\
&+ \sin\left(\alpha_A - \frac{\pi}{12}\right) + u_{(1)} \sin(\alpha_A - \beta) - \sin\left(\alpha_A + \mu_A - \frac{\pi}{12}\right) - u_{(1)} \sin(\alpha_A + \mu_A - \beta) \\
&+ \cos \Delta\alpha_{Aq} \left[-\frac{X_\Sigma}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} \cos \alpha_A - \sin\left(\alpha_A - \frac{\pi}{12}\right) - u_{(1)} \sin(\alpha_A - \beta) \right] \\
&+ \sin \Delta\alpha_{Aq} \left[\frac{X_\Sigma}{X_{AK}} \frac{1}{K_1} \sin \alpha_A - \cos\left(\alpha_A - \frac{\pi}{12}\right) - u_{(1)} \cos(\alpha_A - \beta) \right]
\end{aligned}$$

Mit Hilfe des allgemeinen Zusammenhangs aus Gl. (6.5) (Kap. 6.2) ergibt sich daraus:

$$\Delta\mu_{Aq} = \arccos \left[\frac{-c_{ASq} - \frac{2X_\Sigma - X_{AK}}{K_1 \sqrt{3} \hat{U}_{A(1)}} \Delta i_d(t_{A0q})}{\frac{\Delta a_{ASq}}{|\Delta a_{ASq}|} \sqrt{\Delta a_{ASq}^2 + \Delta b_{ASq}^2}} \right] + \arctan \left[\frac{\Delta b_{ASq}}{\Delta a_{ASq}} \right] \quad (\text{A10.4})$$

mit: Δa_{ASq} , Δb_{ASq} , c_{ASq} aus Gl. (A10.3)

Wegen $X_\Sigma/X_{AK} \gg 1$ und $-2,5^\circ \leq \Delta\alpha_{Aq} \leq 2,5^\circ$ ist für α_A im normalen Zündwinkelbereich des Gleichrichters im Übertragungsbetrieb der Term Δa_{ASq} stets positiv, so dass der Quotient $\Delta a_{ASq}/|\Delta a_{ASq}|$ im Nenner von Gl. (A10.4) entfallen kann.

Mit analoger Vorgehensweise folgt Gl. (A10.5) zur Berechnung der Kommutierungswinkeländerungen $\Delta\mu_{B(q+p)}$ der Ventile in der Station B.

$$\Delta\mu_{B(q+p)} = \arccos \left[\frac{-c_{BS(q+p)} - \frac{2X_\Sigma - X_{BK}}{K_1 \sqrt{3} \hat{U}_{A(1)}} \Delta i_d(t_{B0(q+p)})}{\frac{\Delta a_{BS(q+p)}}{|\Delta a_{BS(q+p)}|} \sqrt{\Delta a_{BS(q+p)}^2 + \Delta b_{BS(q+p)}^2}} \right] + \arctan \left[\frac{\Delta b_{BS(q+p)}}{\Delta a_{BS(q+p)}} \right] - \pi \quad (\text{A10.5})$$

mit: $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ entsprechend Gl. (5.29) (Kap. 5.7.2)

$$\begin{aligned}
\Delta a_{BS(q+p)} &= \cos \Delta\alpha_{B(q+p)} \left[u_{(1)} \frac{X_\Sigma}{X_{BK}} \frac{1}{K_1} \cos(\alpha_B + \mu_B) + \sin(\alpha_B + \mu_B + \beta) \right. \\
&\quad \left. + u_{(1)} \sin\left(\alpha_B + \mu_B - \frac{\pi}{12}\right) \right] \\
&- \sin \Delta\alpha_{B(q+p)} \left[u_{(1)} \frac{X_\Sigma}{X_{BK}} \frac{1}{K_1} \sin(\alpha_B + \mu_B) - \cos(\alpha_B + \mu_B + \beta) \right. \\
&\quad \left. - u_{(1)} \cos\left(\alpha_B + \mu_B - \frac{\pi}{12}\right) \right]
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\Delta b_{BS(q+p)} &= \cos \Delta \alpha_{B(q+p)} \left[\begin{array}{l} -u_{(1)} \frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} \frac{1}{K_1} \sin(\alpha_B + \mu_B) + \cos(\alpha_B + \mu_B + \beta) \\ + u_{(1)} \cos\left(\alpha_B + \mu_B - \frac{\pi}{12}\right) \end{array} \right] \\
&\quad - \sin \Delta \alpha_{B(q+p)} \left[\begin{array}{l} u_{(1)} \frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} \frac{1}{K_1} \cos(\alpha_B + \mu_B) + \sin(\alpha_B + \mu_B + \beta) \\ + u_{(1)} \sin\left(\alpha_B + \mu_B - \frac{\pi}{12}\right) \end{array} \right] \\
c_{BS(q+p)} &= u_{(1)} \frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} \frac{1}{K_1} [\cos \alpha_B - \cos(\alpha_B + \mu_B)] + \sin(\alpha_B + \beta) + u_{(1)} \sin\left(\alpha_B - \frac{\pi}{12}\right) \\
&\quad - \sin(\alpha_B + \mu_B + \beta) - u_{(1)} \sin\left(\alpha_B + \mu_B - \frac{\pi}{12}\right) \\
&\quad + \cos \Delta \alpha_{B(q+p)} \left[-u_{(1)} \frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} \frac{1}{K_1} \cos \alpha_B - \sin(\alpha_B + \beta) - u_{(1)} \sin\left(\alpha_B - \frac{\pi}{12}\right) \right] \\
&\quad + \sin \Delta \alpha_{B(q+p)} \left[u_{(1)} \frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} \frac{1}{K_1} \sin \alpha_B - \cos(\alpha_B + \beta) - u_{(1)} \cos\left(\alpha_B - \frac{\pi}{12}\right) \right]
\end{aligned}$$

Auch der Quotient $|\Delta a_{BS(q+p)}|/|\Delta a_{BS(q+p)}|$ kann im Normalfall entfallen.

Mit Hilfe der Gl. (4.4) (Kap. 4.4.2) sowie (5.28) und (5.29) kann in Gl. (A10.4) und (A10.5) der funktionale Zusammenhang zu den komplexen Steuerungsunsymmetriefaktoren \underline{k}_{SA} sowie \underline{k}_{SB} hergestellt werden.

A11 Berechnungsbeispiel zur Kompensation - Ansteuerschema

Die folgende Tabelle zeigt für das in Kap. 9.7 betrachtete Beispiel die für die Kompensation der 2. Stromharmonischen im Zwischenkreis notwendigen Änderungen der Ansteuermuster in beiden Stromrichtern. Diese Änderungen werden durch die komplexen Steuerunsymmetriefaktoren k_{SA} und k_{SB} beschrieben. Aus k_{SA} und k_{SB} werden die Verschiebungen $\Delta\alpha_{Aq}$ und $\Delta\alpha_{Bq}$ der Zündzeitpunkte gegenüber äquidistanter Zündung berechnet.

Tabelle A11.1 Parameter für die Ansteuermodifikationen in den Stromrichtern A und B zur Kompensation der 2. Stromharmonischen I_{d2} bei Spannungsunsymmetrien in den Netzen A und B

Spannungsunsymmetrien					
<i>Netz A</i>					
k_{UA}	%	1	1	1	1
θ_{UA}	°	0	90	180	270
<i>Netz B</i>					
k_{UB}	%	1	1	1	1
θ_{UB}	°	175	175	175	175
Ansteuermodifikation					
Steuerunsymmetriefaktoren / Zündzeitpunktverschiebungen					
<i>Stromrichter A</i>					
k_{SA}	pu	0,0385	0,0399	0,0368	0,0351
θ_{SA}	°	118	204	291	26
$\Delta\alpha_{A1}=\Delta\alpha_{A7}$	°	-1,95	0,93	1,97	-0,88
$\Delta\alpha_{A2}=\Delta\alpha_{A8}$	°	-0,08	2,27	0,33	-2,01
$\Delta\alpha_{A3}=\Delta\alpha_{A9}$	°	1,87	1,34	-1,64	-1,13
$\Delta\alpha_{A4}=\Delta\alpha_{A10}$	°	1,95	-0,93	-1,97	0,88
$\Delta\alpha_{A5}=\Delta\alpha_{A11}$	°	0,08	-2,27	-0,33	2,01
$\Delta\alpha_{A6}=\Delta\alpha_{A12}$	°	-1,87	-1,34	1,64	1,13
<i>Stromrichter B</i>					
k_{SB}	pu	0,0257	0,0243	0,0264	0,0278
θ_{SB}	°	71	66	63	68
$\Delta\alpha_{B1}=\Delta\alpha_{B7}$	°	-1,39	-1,27	-1,35	-1,47
$\Delta\alpha_{B2}=\Delta\alpha_{B8}$	°	-1,11	-1,13	-1,27	-1,25
$\Delta\alpha_{B3}=\Delta\alpha_{B9}$	°	0,28	0,15	0,08	0,22
$\Delta\alpha_{B4}=\Delta\alpha_{B10}$	°	1,39	1,27	1,35	1,47
$\Delta\alpha_{B5}=\Delta\alpha_{B11}$	°	1,11	1,13	1,27	1,25
$\Delta\alpha_{B6}=\Delta\alpha_{B12}$	°	-0,28	-0,15	-0,08	-0,22

A12 Diskrete Werte des Zwischenkreisstromes bei Zündung der Ventile – symmetrische Spannung und äquidistante Zündung – Herleitung der Gleichungen für Fall 1

Während der Aufkommutterung des Ventils q der Station A gilt Gl. (5.3). In Analogie zur Entwicklung von Gl. (5.6) und unter Berücksichtigung von Gl. (3.1) liefert die Integration von Gl. (5.3) zwischen t_{A0q} und t_{A1q} :

$$L_{AK} \cdot i_d(t_{A1q}) + (L_{\Sigma} - L_{AK}) \cdot [i_d(t_{A1q}) - i_d(t_{A0q})] = \int_{t_{A0q}}^{t_{A1q}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p-1)}(t)) dt . \quad (A12.1)$$

Aus der Integration von Gl. (5.5) zwischen t_{A1q} und $t_{B0(q+p)}$ resultiert Gl. (A12.2).

$$L_{\Sigma} \cdot [i_d(t_{B0(q+p)}) - i_d(t_{A1q})] = \int_{t_{A1q}}^{t_{B0(q+p)}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p-1)}(t)) dt \quad (A12.2)$$

Nachdem $i_d(t_{A0q})$ und $i_d(t_{B0(q+p)})$ sowie die Kommutierungswinkel berechnet wurden, können mit diesem Ansatz auch die Momentanwerte $i_d(t_{A1q})$ und - mit analoger Vorgehensweise - $i_d(t_{B1(q+p)})$ am Ende der Kommutierungsintervalle ermittelt werden.

Die Addition der Gl. (A12.1) und (A12.2) ergibt:

$$L_{\Sigma} \cdot i_d(t_{B0(q+p)}) - (L_{\Sigma} - L_{AK}) \cdot i_d(t_{A0q}) = \int_{t_{A0q}}^{t_{B0(q+p)}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p-1)}(t)) dt \quad (A12.3)$$

In entsprechender Weise erhält man Gl. (A12.4) nach Integration von Gl. (5.4) zwischen $t_{B0(q+p)}$ und $t_{B1(q+p)}$ sowie von Gl. (5.5) zwischen $t_{B1(q+p)}$ und $t_{A0(q+1)}$ und anschließender Addition der Integrationsgleichungen.

$$L_{\Sigma} \cdot i_d(t_{A0(q+1)}) - (L_{\Sigma} - L_{BK}) \cdot i_d(t_{B0(q+p)}) = \int_{t_{B0(q+p)}}^{t_{A0(q+1)}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p)}(t)) dt \quad (A12.4)$$

Wegen der hier vorausgesetzten äquidistanten Zündung und symmetrischen Spannung gilt Gl. (A12.5).

$$\begin{aligned} i_d(t_{A0}) = i_d(t_{A0q}) = i_d(t_{A0(q+1)}) & \quad t_{A0(q+1)} = t_{A0q} + \frac{\pi}{6 \cdot \omega} \\ i_d(t_{B0}) = i_d(t_{B0(q+p-1)}) = i_d(t_{B0(q+p)}) & \quad t_{B0(q+p)} = t_{B0(q+p-1)} + \frac{\pi}{6 \cdot \omega} \end{aligned} \quad (A12.5)$$

Die Lösung eines aus den Gl. (A12.3) und (A12.4) gebildeten Gleichungssystems mit den beiden unbekanntenen Größen $i_d(t_{A0})$ und $i_d(t_{B0})$ ergibt:

$$i_d(t_{A0}) = \frac{1}{L_{AK} + L_{BK} - \frac{L_{AK} \cdot L_{BK}}{L_{\Sigma}}} \left\{ \begin{array}{l} \int_{t_{B0(q+p)}}^{t_{A0(q+1)}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p)}(t)) dt \\ + \frac{L_{\Sigma} - L_{BK}}{L_{\Sigma}} \int_{t_{A0q}}^{t_{B0(q+p)}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p-1)}(t)) dt \end{array} \right\} \quad (\text{A12.6})$$

sowie

$$i_d(t_{B0}) = \frac{1}{L_{AK} + L_{BK} - \frac{L_{AK} \cdot L_{BK}}{L_{\Sigma}}} \left\{ \begin{array}{l} \int_{t_{A0q}}^{t_{B0(q+p)}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p-1)}(t)) dt \\ + \frac{L_{\Sigma} - L_{AK}}{L_{\Sigma}} \int_{t_{B0(q+p)}}^{t_{A0(q+1)}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p)}(t)) dt \end{array} \right\} \quad (\text{A12.7})$$

Die Integrationsgrenzen werden durch die Zündzeitpunkte der beiden Stationen gebildet und können somit als bekannt vorausgesetzt werden. Damit ist die Integration der Spannungsterme möglich. Zur Beschreibung von $u_{A\Sigma q}(t)$, $u_{B\Sigma(q+p)}(t)$ und $u_{B\Sigma(q+p-1)}(t)$ werden im Folgenden cos-Funktionen verwendet. Mit den in den Kap. 3.5 und 3.6 dargestellten Zusammenhängen und bei Verwendung von β nach Gl. (5.12) resultieren die Gl. (A12.8) und (A12.9) zur Berechnung der Spannungsintegrale.

$$\int_{t_{A0q}}^{t_{B0(q+p)}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p-1)}(t)) dt = \frac{2\sqrt{3}}{\omega} \cos\left(\frac{\pi}{12}\right) \cdot \left\{ \begin{array}{l} \hat{U}_{A(1)} \cdot \left[\sin(\alpha_B + \beta) - \sin(\alpha_A - \frac{\pi}{12}) \right] \\ + \hat{U}_{B(1)} \cdot \left[\sin(\alpha_B + \frac{\pi}{12}) - \sin(\alpha_A - \beta) \right] \end{array} \right\} \quad (\text{A12.8})$$

$$\int_{t_{B0(q+p)}}^{t_{A0(q+1)}} (u_{A\Sigma q}(t) + u_{B\Sigma(q+p)}(t)) dt = \frac{2\sqrt{3}}{\omega} \cos\left(\frac{\pi}{12}\right) \cdot \left\{ \begin{array}{l} \hat{U}_{A(1)} \cdot \left[\sin(\alpha_A + \frac{\pi}{12}) - \sin(\alpha_B + \beta) \right] \\ + \hat{U}_{B(1)} \cdot \left[\sin(\alpha_A - \beta) - \sin(\alpha_B - \frac{\pi}{12}) \right] \end{array} \right\} \quad (\text{A12.9})$$

A13 Diskrete Werte des Zwischenkreisstromes bei Zündung der Ventile – symmetrische Spannung und äquidistante Zündung - Gleichungen für die Fälle 1-6

A13.1 Allgemeines

In Kap. 5.4.2 bzw. in Anl. 12 ist beschrieben, wie die Gleichungen zur Berechnung der diskreten Werte $i_d(t_{A0})$ und $i_d(t_{B0})$ zu den Zündzeitpunkten der Ventile von Stromrichter A und B aus dem in Kap. 5.2 angegebenen Lösungsansatz abgeleitet werden. Diese Gleichungen gelten unter der Annahme symmetrischer Netzspannungen auf beiden Seiten der HGÜ, äquidistanter Zündung, vernachlässigbarer Resistanzen und Nichtüberlappung der Kommutierungsintervalle von Stromrichter A und B (Fall 1 in Bild 3.3, Kap. 3.8).

Nachfolgend sind die entsprechenden Gleichungen für *alle* in Bild 3.3 dargestellten Positionen der Kommutierungsintervalle der Stromrichter A und B angegeben (Fälle 1-6). Diese Gleichungen gelten für den gesamten Bereich der Welligkeit des Zwischenkreisstromes von der Lückgrenze bis zu idealer Glättung. Die Ableitung dieser Gleichungen erfolgt in ähnlicher Weise, wie in Kap. 5.4.2 bzw. in Anl. 12 beschrieben.

Es hat sich gezeigt, dass sich für die Fälle 2 und 5 sowie für die Fälle 3 und 4 jeweils gleiche Berechnungsvorschriften und somit gleiche Momentanwerte $i_d(t_{A0})$ und $i_d(t_{B0})$ ergeben.

A13.2 Berechnung von $i_d(t_{A0})$

Allgemeine Form entsprechend Gl. (5.13) in Kap. 5.4.2:

$$i_d(t_{A0}) = \frac{\sqrt{3} \hat{U}_{A(1)}}{X_{\Sigma} \left(\frac{X_{AK}}{X_{BK}} + 1 \right) - y_0} \begin{Bmatrix} \sin(\alpha_A) \cdot [K_2 + u_{(1)} y_{12}] \\ + \cos(\alpha_A) \cdot [y_{21} - u_{(1)} y_{22}] \\ - \sin(\alpha_B) \cdot [y_{31} + u_{(1)} K_2] \\ - \cos(\alpha_B) \cdot [y_{41} - u_{(1)} y_{42}] \end{Bmatrix} \quad (\text{A13.1})$$

mit:

$$K_1 = 2 \cos(\pi/12) = \sqrt{2+\sqrt{3}} \quad \text{und} \quad K_2 = 2 \cos(\pi/12)^2 = 1+0.5\sqrt{3}$$

und

Fall	y_0	y_{12}	y_{21}	y_{22}
1	X_{AK}	$K_1 \cdot \cos(\beta)$	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} - \frac{1}{2}$	$K_1 \cdot \sin(\beta)$
2 + 5	$\frac{X_{AK}^2}{2X_{BK}} + \frac{X_{AK}}{2}$		$\frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} - \frac{X_{AK}}{2X_{BK}}$	
6	$\frac{X_{AK}^2}{2X_{BK}} + \frac{X_{BK}}{2}$	$K_2 \cdot \cos\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} - \frac{X_{AK}}{2X_{BK}} + \frac{1}{2}$	$K_2 \cdot \sin\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$
3 + 4	$\frac{X_{AK}}{2} + \frac{X_{BK}}{2}$		$\frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}}$	

Fall	y_{31}	y_{41}	y_{42}
1	$K_1 \cdot \cos(\beta)$	$K_1 \cdot \sin(\beta)$	$\frac{X_\Sigma}{X_{BK}} - \frac{1}{2}$
2 + 5	$K_2 \cdot \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$K_2 \cdot \sin\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$\frac{X_\Sigma}{X_{BK}} - \frac{X_{AK}}{2X_{BK}} - \frac{1}{2}$
6			
3 + 4	$K_1 \cdot \cos(\beta)$	$K_1 \cdot \sin(\beta)$	$\frac{X_\Sigma}{X_{BK}} - \frac{1}{2}$

Allgemeine Form entsprechend Gl. (5.15):

$$i_d(t_{A0}) = \frac{\sqrt{3} \hat{U}_{A(1)}}{y_0} \left\{ \begin{array}{l} \cos(\alpha_A) + u_{(1)} \cos(\alpha_B) \\ + \frac{X_{BK}}{y_1} \cdot [y_{11} - y_{12}] \\ + \frac{X_{BK}}{y_2} \cdot u_{(1)} \cdot [y_{21} - y_{22}] \end{array} \right\}$$

(A13.2)

mit:

Fall	y_0	y_1	y_2
1	$(X_{AK} + X_{BK}) - \frac{X_{AK} \cdot X_{BK}}{X_\Sigma}$	$-\frac{X_\Sigma}{K_1}$	
2 + 5	$(X_{AK} + X_{BK})$	$\frac{2X_\Sigma - X_{AK}}{2K_2}$	$\frac{2X_\Sigma - X_{AK}}{2K_1}$
6	$\frac{2X_\Sigma(X_{AK} + X_{BK}) - (X_{AK}^2 + X_{BK}^2)}{2X_\Sigma - X_{AK}}$	$2X_\Sigma - X_{AK}$	
3 + 4	$(X_{AK} + X_{BK})$	$\frac{2X_\Sigma - X_{BK}}{2K_1}$	$\frac{2X_\Sigma - X_{BK}}{2K_2}$

Fall	y_{11}	y_{12}	y_{21}	y_{22}
1	$\sin(\alpha_B + \beta)$	$\sin\left(\alpha_A - \frac{\pi}{12}\right)$	$\sin\left(\alpha_B + \frac{\pi}{12}\right)$	$\sin(\alpha_A - \beta)$
2 + 5	$\sin(\alpha_A)$	$\sin\left(\alpha_B + \beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$\sin(\alpha_A - \beta)$	$\sin\left(\alpha_B + \frac{\pi}{12}\right)$
6	$2K_1 \sin\left(\alpha_A + \frac{\pi}{12}\right)$	$2K_2 \sin\left(\alpha_B + \beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$2K_2 \sin\left(\alpha_A - \beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$2K_1 \sin\left(\alpha_B + \frac{\pi}{12}\right)$
3 + 4	$\sin\left(\alpha_A + \frac{\pi}{12}\right)$	$\sin(\alpha_B + \beta)$	$\sin\left(\alpha_A - \beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$\sin(\alpha_B)$

K_1 und K_2 entsprechend Gl. (A13.1)

A13.3 Berechnung von $i_d(t_{B0})$

Allgemeine Form entsprechend Gl. (5.14):

$$i_d(t_{B0}) = \frac{\sqrt{3} \hat{U}_{A(1)}}{X_{\Sigma} \left(\frac{X_{BK}}{X_{AK}} + 1 \right) - y_0} \begin{cases} -\sin(\alpha_A) \cdot [K_2 + u_{(1)} y_{12}] \\ + \cos(\alpha_A) \cdot [y_{21} + u_{(1)} y_{22}] \\ + \sin(\alpha_B) \cdot [y_{31} + u_{(1)} K_2] \\ + \cos(\alpha_B) \cdot [y_{41} + u_{(1)} y_{42}] \end{cases} \quad (\text{A13.3})$$

mit: K_1 und K_2 entsprechend Gl. (A13.1)

und

Fall	y_0	y_{12}	y_{21}	y_{22}
1	X_{BK}	$K_1 \cdot \cos(\beta)$	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{1}{2}$	$K_2 \cdot \sin(\beta)$
2 + 5	$\frac{X_{AK}}{2} + \frac{X_{BK}}{2}$			$K_1 \cdot \sin(\beta)$
6	$\frac{X_{AK}}{2} + \frac{X_{BK}^2}{2X_{AK}}$	$K_2 \cdot \cos\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{X_{BK}}{2X_{AK}} - \frac{1}{2}$	$K_2 \cdot \sin\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$
3 + 4	$\frac{X_{BK}}{2} + \frac{X_{BK}^2}{2X_{AK}}$			

Fall	y_{31}	y_{41}	y_{42}
1	$K_2 \cdot \cos(\beta)$	$K_2 \cdot \sin(\beta)$	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{1}{2}$
2 + 5	$K_2 \cdot \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$K_2 \cdot \sin\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}}$
6			$\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{X_{BK}}{2X_{AK}} + \frac{1}{2}$
3 + 4	$K_1 \cdot \cos(\beta)$	$K_1 \cdot \sin(\beta)$	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{X_{BK}}{2X_{AK}}$

y_0 sowie y_{12} entsprechen den in Gl. (A13.1) angegebenen Termen.

A14 Diskrete Werte des Zwischenkreisstromes bei Zündung der Ventile – unsymmetrische Spannung und äquidistante Zündung – Herleitung der Gleichungen für Fall 1

Die zeitabhängigen Funktionen $u_{A\Sigma q}(t)$ bzw. $u_{B\Sigma(q+p)}(t)$ (Summe der Quellenstrangspannungen entsprechend Kap. 3.5) enthalten nun zusätzlich die Spannungs-Gegensysteme:

$$u_{A\Sigma q}(t) = u_{A\Sigma(1)q}(t) + u_{A\Sigma(2)q}(t) \quad u_{B\Sigma(q+p)}(t) = u_{B\Sigma(1)(q+p)}(t) + u_{B\Sigma(2)(q+p)}(t) \quad (\text{A14.1})$$

Der in Kap. 5.2 vorgestellte Lösungsansatz wird folglich für unsymmetrische Spannungssysteme verallgemeinert. Man erhält anschließend mit Hilfe der in Anl. 12 beschriebenen Umformungen die nachfolgenden Gleichungen.

Unter Berücksichtigung der Gl. (5.20) und (A14.1) folgt aus Gl. (A12.3):

$$\begin{aligned} & L_{\Sigma} \cdot \left(i_d(t_{B0}) + \Delta i_d(t_{B0(q+p)}) \right) - (L_{\Sigma} - L_{AK}) \cdot \left(i_d(t_{A0}) + \Delta i_d(t_{A0q}) \right) \\ &= \int_{t_{A0q}}^{t_{B0(q+p)}} \left(u_{A\Sigma(1)q}(t) + u_{A\Sigma(2)q}(t) + u_{B\Sigma(1)(q+p-1)}(t) + u_{B\Sigma(2)(q+p-1)}(t) \right) dt \end{aligned} \quad (\text{A14.2})$$

Die in Gl. (A14.3) angegebene Differenz zwischen Gl. (A14.2) und der symmetrische Verhältnisse beschreibenden Gleichung (A12.3) spiegelt den Einfluss der Spannungs-Gegensysteme wider.

$$L_{\Sigma} \cdot \Delta i_d(t_{B0(q+p)}) - (L_{\Sigma} - L_{AK}) \cdot \Delta i_d(t_{A0q}) = \int_{t_{A0q}}^{t_{B0(q+p)}} \left(u_{A\Sigma(2)q}(t) + u_{B\Sigma(2)(q+p-1)}(t) \right) dt \quad (\text{A14.3})$$

Für die Ermittlung von $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ müssen demzufolge nur noch $\underline{U}_{A(2)}$ und $\underline{U}_{B(2)}$ – nicht aber $\underline{U}_{A(1)}$ und $\underline{U}_{B(1)}$ – herangezogen werden.

Analog ergibt sich Gl. (A14.4) aus Gl. (A12.4).

$$L_{\Sigma} \cdot \Delta i_d(t_{A0(q+1)}) - (L_{\Sigma} - L_{BK}) \cdot \Delta i_d(t_{B0(q+p)}) = \int_{t_{B0(q+p)}}^{t_{A0(q+1)}} \left(u_{A\Sigma(2)q}(t) + u_{B\Sigma(2)(q+p)}(t) \right) dt \quad (\text{A14.4})$$

Gl. (A14.5) resultiert aus der Umstellung von Gl. (A14.3) nach $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ und der Substitution dieser Variablen in Gl. (A14.4).

$$\begin{aligned} & L_{\Sigma} \cdot \Delta i_d(t_{A0(q+1)}) - (L_{\Sigma} - L_{BK}) \cdot \frac{L_{\Sigma} - L_{AK}}{L_{\Sigma}} \cdot \Delta i_d(t_{A0q}) \\ &= \int_{t_{B0(q+p)}}^{t_{A0(q+1)}} \left(u_{A\Sigma(2)q}(t) + u_{B\Sigma(2)(q+p)}(t) \right) dt + \frac{L_{\Sigma} - L_{BK}}{L_{\Sigma}} \int_{t_{A0q}}^{t_{B0(q+p)}} \left(u_{A\Sigma(2)q}(t) + u_{B\Sigma(2)(q+p-1)}(t) \right) dt \end{aligned} \quad (\text{A14.5})$$

Im Gegensatz zu den Betrachtungen in Anl. 12 enthält Gl. (A14.5) mit $\Delta i_d(t_{A0q})$ und $\Delta i_d(t_{A0(q+1)})$ nun zwei verschiedene Variable, welche zu bestimmen sind. Aufgrund des in Gl. (5.21) dargestellten Zu-

sammenhangs müssen für ein lösbares Gleichungssystem 6 Intervalle ($q=1..6$) betrachtet werden. Unter Anwendung der verkürzten Schreibweise

$$\omega L_1 = \omega(L_\Sigma - L_{BK}) \cdot \frac{L_\Sigma - L_{AK}}{L_\Sigma} = X_1 \quad (\text{A14.6})$$

folgen nach Lösen des Gleichungssystems (A14.7) für alle q die Differenzen der Strommomentanwerte $\Delta i_d(t_{A0q})$ zu den Ventilzündzeitpunkten der Station A. In analoger Weise wird $\Delta i_d(t_{B0(q+p)})$ ermittelt.

$$\begin{aligned} \text{Intervall 1: } L_\Sigma \cdot \Delta i_d(t_{A02}) - L_1 \cdot \Delta i_d(t_{A01}) &= \int_{t_{B0(1+p)}}^{t_{A02}} (u_{A\Sigma(2)1}(t) + u_{B\Sigma(2)(1+p)}(t)) dt \\ &+ \frac{L_\Sigma - L_{BK}}{L_\Sigma} \int_{t_{A01}}^{t_{B0(1+p)}} (u_{A\Sigma(2)1}(t) + u_{B\Sigma(2)(6+p)}(t)) dt \\ \text{Intervall 2: } L_\Sigma \cdot \Delta i_d(t_{A03}) - L_1 \cdot \Delta i_d(t_{A02}) &= \int_{t_{B0(2+p)}}^{t_{A03}} (u_{A\Sigma(2)2}(t) + u_{B\Sigma(2)(2+p)}(t)) dt \\ &+ \frac{L_\Sigma - L_{BK}}{L_\Sigma} \int_{t_{A02}}^{t_{B0(2+p)}} (u_{A\Sigma(2)2}(t) + u_{B\Sigma(2)(1+p)}(t)) dt \\ &\vdots \\ \text{Intervall 6: } L_\Sigma \cdot \Delta i_d(t_{A01}) - L_1 \cdot \Delta i_d(t_{A06}) &= \int_{t_{B0(6+p)}}^{t_{A01} + \frac{T}{2}} (u_{A\Sigma(2)6}(t) + u_{B\Sigma(2)(6+p)}(t)) dt \\ &+ \frac{L_\Sigma - L_{BK}}{L_\Sigma} \int_{t_{A06}}^{t_{B0(6+p)}} (u_{A\Sigma(2)6}(t) + u_{B\Sigma(2)(5+p)}(t)) dt \end{aligned} \quad (\text{A14.7})$$

Die Lösung aus (A14.7) ergibt Gl. (A14.8), gültig für ein beliebiges Ventil q im Stromrichter A. Gl. (A14.9) enthält die entsprechende Berechnungsvorschrift für das nach Zünden des Ventils q im Stromrichter A in der Zündreihenfolge folgende Ventil mit der Nummer $(q+p)$ des Stromrichters B. Beide Gleichungen weisen Analogien zu den für symmetrische Spannungen geltenden Gl. (A12.6) und (A12.7) auf.

$$\Delta i_d(t_{A0q}) = \frac{\sum_{i=0}^5 L_\Sigma^i \cdot L_1^{(5-i)} \cdot \left(\int_{t_{B0(q+p+i)}}^{t_{A0(q+i+1)}} (u_{A\Sigma(2)(q+i)}(t) + u_{B\Sigma(2)(q+p+i)}(t)) dt + \frac{L_\Sigma - L_{BK}}{L_\Sigma} \int_{t_{A0(q+i)}}^{t_{B0(q+p+i)}} (u_{A\Sigma(2)(q+i)}(t) + u_{B\Sigma(2)(q+p+i-1)}(t)) dt \right)}{L_\Sigma^6 - L_1^6} \quad (\text{A14.8})$$

$$\Delta i_d(t_{B0(q+p)}) = \frac{\sum_{i=0}^5 L_{\Sigma}^i \cdot L_1^{(5-i)} \cdot \left(\int_{t_{A0(q+i+1)}}^{t_{B0(q+p+i+1)}} (u_{A\Sigma(2)(q+i+1)}(t) + u_{B\Sigma(2)(q+p+i)}(t)) dt + \frac{L_{\Sigma} - L_{AK}}{L_{\Sigma}} \int_{t_{B0(q+p+i)}}^{t_{A0(q+i+1)}} (u_{A\Sigma(2)(q+i)}(t) + u_{B\Sigma(2)(q+p+i)}(t)) dt \right)}{L_{\Sigma}^6 - L_1^6} \quad (\text{A14.9})$$

A15 Kommutierungswinkel – symmetrische Spannung und äquidistante Zündung - Gleichungen für die Fälle 1-6

A15.1 Allgemeines

Die in Kap. 6.3 angegebenen Berechnungsvorschriften gelten unter der Annahme symmetrischer Netzspannungen auf beiden Seiten der HGÜ, äquidistanter Zündung, vernachlässigbarer Resistanzen und Nichtüberlappung der Kommutierungsintervalle von Stromrichter A und B (Fall 1 in Bild 3.3, Kap. 3.8). Die Station A ist der Gleichrichter und Station B der Wechselrichter.

Nachfolgend sind allgemeine Gleichungen für *alle* in Bild 3.3 dargestellten Positionen der Kommutierungsintervalle der Stromrichter A und B angegeben (Fall 1-6). Sie sind im gesamten Bereich der Wellenlänge des Zwischenkreisstromes von der Lückgrenze bis zu idealer Glättung anwendbar.

Die Unterschiede in den funktionalen Zusammenhängen zwischen den Fällen 1 bis 6 zeigen sich in den einzelnen Termen der allgemeinen Gleichungen für μ_A (Gl. (A15.6)) und μ_B (Gl. (A15.7)).

Sinnvolle Näherungen sind nur in Abhängigkeit von den für jede Anlage spezifischen Parametern, insbesondere dem Größenverhältnis der Kommutierungsreaktanzen, ableitbar. Von den möglichen mathematischen Lösungen für die Kommutierungswinkel wurden entsprechend den Ausführungen in Anl. 8 jeweils die technisch sinnvolle Lösung ausgewählt.

In den nachfolgend dargestellten Gl. (A15.6) und (A15.7) wurde für die Vorzeichenvariablen V_A und V_B wie in Kap. 6.3.2 für Fall 1 angenommen, dass die Bedingungen nach Gl. (3.4) erfüllt sind.

A15.2 Berechnung von μ_A

Allgemeine Form entsprechend Gl. (6.9):

$$\mu_A = \arccos\left(\frac{y_{01}}{y_{02}}\right) + \arctan\left(\frac{y_{03}}{y_{04}}\right) - \alpha_A \quad (\text{A15.6})$$

mit:

$$y_{01} = x_2 \cdot \sqrt{K_{A3}} \cdot \cos\left[\alpha_A - \arctan\left(\frac{y_{11}}{y_{12}}\right)\right] - x_4 \cdot \sqrt{K_{A4}} \cdot \cos\left[\alpha_B - \arctan\left(\frac{y_{21}}{y_{22}}\right)\right]$$

$$y_{02} = x_5 \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{y_{31}}{x_5}\right)^2 + \left(\frac{y_{32} u_{(1)}}{x_5}\right)^2 + \frac{2 y_{32} u_{(1)}}{x_5} \cdot \sqrt{\left(\frac{y_{31}}{x_5}\right)^2 + 1} \cdot \cos[\beta + y_{33}]}$$

und

Fall	y_{03}	y_{04}
1	$K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta$	$x_5 - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta$
2	$1 + u_{(1)} \cdot \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$\frac{x_5}{2 K_2} - u_{(1)} \cdot \sin\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$
3	$K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta$	$x_5 - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta$
4	$1 + u_{(1)} \cdot \cos\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$	$-\frac{x_5}{2 K_2} - u_{(1)} \cdot \sin\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$

Fall	y_{03}	y_{04}
5	$K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos\left(\beta + \frac{\pi}{6}\right)$	$x_5 - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin\left(\beta + \frac{\pi}{6}\right)$
6	$1 + u_{(1)} \cdot \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$\frac{x_5}{2K_2} - u_{(1)} \cdot \sin\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$

Fall	y_{11}	y_{12}
1	$K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta$	$\frac{x_2}{x_1} - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta$
2		$-\frac{x_2}{2x_1} - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta$
3	$1 + u_{(1)} \cdot \cos\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$	$-\frac{x_2}{2x_1 K_2} - u_{(1)} \cdot \sin\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$
4		
5	$K_2 + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \cos \beta$	$-\frac{x_2}{x_1} - K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta$
6	$1 + u_{(1)} \cdot \cos\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$	$-\frac{x_2}{2x_1 K_2} - u_{(1)} \cdot \sin\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$

Fall	y_{21}	y_{22}
1	$K_2 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \cos \beta$	$-\frac{x_4}{x_3} \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \sin \beta$
2	$u_{(1)} + \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$-\frac{x_4}{x_3} \cdot \frac{u_{(1)}}{2K_2} + \sin\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$
3	$K_2 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \cos \beta$	$\frac{x_4}{x_3} \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \sin \beta$
4		$\frac{x_4}{x_3} \cdot \frac{u_{(1)}}{2} + K_1 \cdot \sin(\beta)$
5	$u_{(1)} + \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$-\frac{x_4}{x_3} \cdot \frac{2u_{(1)}}{K_2} + \sin\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$
6		$-\frac{x_4}{x_3} \cdot \frac{u_{(1)}}{2K_2} + \sin\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$

Fall	y_{31}	y_{32}	y_{33}
1	K_2	K_1	$\arctan\left(\frac{x_5}{K_2}\right)$
2	$2K_2$	$2K_2$	$\frac{\pi}{12} + \arctan\left(\frac{x_5}{2K_2}\right)$
3	K_2	K_1	$\arctan\left(\frac{x_5}{K_2}\right)$

Fall	y_{31}	y_{32}	y_{33}
4	$2K_2$	$-2K_2$	$-\arctan\left(\frac{1+x_5}{2K_2 - \frac{x_5}{2K_2}}\right)$
5	K_2	$-K_1$	$\arctan\left(\frac{K_2 + \sqrt{3}x_5}{\sqrt{3}K_2 - x_5}\right)$
6	$2K_2$	$-2K_2$	$-\frac{\pi}{2} - \arctan\left(\frac{2K_2 - \frac{x_5}{2K_2}}{1+x_5}\right)$

Fall	K_{A3}
1	$1 + \left(K_2 \frac{x_1}{x_2}\right)^2 + \left(K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2}\right)^2 - 2K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \frac{x_1}{x_2} \sqrt{\left(K_2 \frac{x_1}{x_2}\right)^2} + 1 \cdot \cos\left(\beta + \arctan\left(\frac{x_2}{K_2 \cdot x_1}\right)\right)$
2	$1 + \left(2K_2 \frac{x_1}{x_2}\right)^2 + \left(2K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2}\right)^2 + 4K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \sqrt{\left(2K_2 \frac{x_1}{x_2}\right)^2} + 1 \cdot \cos\left(\beta - \arctan\left(\frac{x_2}{2K_2 \cdot x_1}\right)\right)$
3	$1 + \left(2K_2 \frac{x_1}{x_2}\right)^2 + \left(2K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2}\right)^2$
4	$+ 4K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \sqrt{\left(2K_2 \frac{x_1}{x_2}\right)^2} + 1 \cdot \cos\left(\beta - \frac{\pi}{12} - \arctan\left(\frac{x_2}{2K_2 \cdot x_1}\right)\right)$
5	$1 + \left(K_2 \frac{x_1}{x_2}\right)^2 + \left(K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2}\right)^2 + 2K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \frac{x_1}{x_2} \sqrt{\left(K_2 \frac{x_1}{x_2}\right)^2} + 1 \cdot \cos\left(\beta - \arctan\left(\frac{x_2}{K_2 \cdot x_1}\right)\right)$
6	$1 + \left(2K_2 \frac{x_1}{x_2}\right)^2 + \left(2K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2}\right)^2 + 4K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \sqrt{\left(2K_2 \frac{x_1}{x_2}\right)^2} + 1 \cdot \cos\left(\beta - \frac{\pi}{12} - \arctan\left(\frac{x_2}{2K_2 \cdot x_1}\right)\right)$

Fall	K_{A4}
1	$u_{(1)}^2 + \left(K_1 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + \left(K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4}\right)^2$ $+ 2K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4} \cdot \sqrt{\left(K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + 1} \cdot \cos\left(\beta + \arctan\left(\frac{x_4}{K_2 \cdot x_3}\right)\right)$
2	$u_{(1)}^2 + \left(2K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + \left(2K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4}\right)^2$ $+ 4K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4} \cdot \sqrt{\left(2K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + 1} \cdot \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12} + \arctan\left(\frac{x_4}{2K_2 \cdot x_3}\right)\right)$
3	$u_{(1)}^2 + \left(K_1 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + \left(K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4}\right)^2$ $- 2K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4} \cdot \sqrt{\left(K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + 1} \cdot \cos\left(\beta - \arctan\left(\frac{x_4}{K_2 \cdot x_3}\right)\right)$
4	$u_{(1)}^2 + \left(2K_1 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + \left(2K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4}\right)^2$ $- 4K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4} \cdot \sqrt{\left(2K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + 1} \cdot \cos\left(\beta - \arctan\left(\frac{x_4}{2K_2 \cdot x_3}\right)\right)$
5	$u_{(1)}^2 + \left(\frac{K_2}{2} \cdot \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + \left(\frac{K_2}{2} \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4}\right)^2$ $+ K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4} \cdot \sqrt{\left(\frac{K_2}{2} \cdot \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + 1} \cdot \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12} + \arctan\left(\frac{2 \cdot x_4}{K_2 \cdot x_3}\right)\right)$
6	$u_{(1)}^2 + \left(2K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + \left(2K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4}\right)^2$ $+ 4K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4} \cdot \sqrt{\left(2K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + 1} \cdot \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12} + \arctan\left(\frac{x_4}{2K_2 \cdot x_3}\right)\right)$

sowie

K_1, K_2 und β entsprechend Gl. (5.12) (Kap. 5.4.2)

und

Fall	x_1	x_2
1	$\frac{X_{AK} - X_{BK}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{2X_{\Sigma} - \frac{X_{AK} + X_{BK}}{2}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$
2	$\frac{X_{BK} - X_{AK} - \frac{X_{BK}^2 - X_{AK}^2}{2X_{\Sigma}}}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(1 - \frac{X_{AK}}{2X_{\Sigma}}\right)}$	$\frac{2X_{\Sigma} \cdot (X_{BK} - X_{AK}) + X_{AK}^2 - X_{BK}^2}{X_{AK} \cdot (X_{AK} + X_{BK})}$
3	$\frac{X_{BK} - X_{AK}}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(2 - \frac{X_{BK}}{X_{\Sigma}}\right)}$	$\frac{2X_{\Sigma} \cdot (X_{BK} - X_{AK}) + X_{BK}^2 - X_{AK}^2}{2 \cdot (X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(X_{AK} - \frac{X_{AK} \cdot X_{BK}}{2X_{\Sigma}}\right)}$
4	$\frac{X_{AK} - X_{BK} + \frac{X_{BK}}{2X_{\Sigma}} \cdot (X_{AK} + X_{BK})}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(1 - \frac{X_{BK}}{2X_{\Sigma}}\right)}$	$\frac{2X_{\Sigma} \left(1 - \frac{X_{BK}}{X_{AK}}\right) - X_{AK} \cdot \left(1 + \frac{X_{BK}}{2X_{\Sigma}}\right) + X_{BK} \left(1 + 2 \frac{X_{BK}}{X_{AK}} - \frac{X_{BK}}{X_{\Sigma}} - \frac{X_{BK}}{2X_{\Sigma}} \cdot \frac{X_{BK}}{X_{AK}}\right)}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(1 - \frac{X_{BK}}{2X_{\Sigma}}\right)}$
5	$\frac{2(X_{BK} - X_{AK}) + \frac{X_{AK}}{X_{\Sigma}} (X_{AK} + X_{BK})}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(2 - \frac{X_{AK}}{X_{\Sigma}}\right)}$	$\frac{X_{\Sigma} \cdot (X_{BK} - X_{AK})}{X_{AK} \cdot (X_{AK} + X_{BK})} + \frac{1}{2}$
6	$\frac{X_{BK} - X_{AK} + \frac{X_{AK}^2 - X_{BK}^2}{2X_{\Sigma}}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK}^2 + X_{BK}^2}{2X_{\Sigma}}}$	$\frac{2X_{\Sigma} \left(\frac{X_{BK}}{X_{AK}} - 1\right) + 2 \left(X_{AK} - \frac{X_{BK}^2}{X_{AK}}\right) - (X_{AK} - X_{BK}) \cdot \frac{(X_{AK} + X_{BK})^2}{2X_{\Sigma} X_{AK}}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK}^2 + X_{BK}^2}{2X_{\Sigma}}}$

Fall	x_3	x_4
1	$\frac{2X_{BK} - \frac{X_{AK}X_{BK}}{X_{\Sigma}}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK}X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$	$\frac{2X_{\Sigma} - X_{AK} - X_{BK} + \frac{X_{AK}X_{BK}}{2X_{\Sigma}}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK}X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$
2	$\frac{2 - \frac{X_{AK} + X_{BK}}{2X_{\Sigma}}}{\left(1 - \frac{X_{AK}}{2X_{\Sigma}}\right) \cdot \left(1 + \frac{X_{AK}}{X_{BK}}\right)}$	$\frac{4X_{\Sigma} - 3 \cdot (X_{AK} + X_{BK}) + \frac{(X_{AK} + X_{BK})^2}{2X_{\Sigma}}}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(1 - \frac{X_{AK}}{2X_{\Sigma}}\right)}$
3	$\frac{-4 + \frac{X_{AK} + X_{BK}}{X_{\Sigma}}}{\left(\frac{X_{AK}}{X_{BK}} + 1\right) \cdot \left(2 - \frac{X_{BK}}{X_{\Sigma}}\right)}$	$\frac{2X_{\Sigma}}{X_{AK} + X_{BK}} - \frac{1}{2}$
4	$\frac{2 - \frac{X_{AK} + X_{BK}}{X_{\Sigma}}}{\left(\frac{X_{AK}}{X_{BK}} + 1\right) \cdot \left(1 - \frac{X_{BK}}{2X_{\Sigma}}\right)}$	$2 - \frac{4X_{\Sigma}}{X_{AK} + X_{BK}}$
5	$\frac{4X_{BK}}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(1 - \frac{X_{AK}}{2X_{\Sigma}}\right)}$	$\frac{2X_{\Sigma} - X_{AK} - X_{BK}}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(1 - \frac{X_{AK}}{2X_{\Sigma}}\right)}$
6	$\frac{2 - \frac{X_{BK}}{X_{\Sigma}}}{1 + \frac{X_{AK}}{X_{BK}} - \frac{X_{AK}^2}{2X_{\Sigma}X_{BK}} - \frac{X_{BK}}{2X_{\Sigma}}}$	$\frac{4X_{\Sigma} - 2X_{AK} - 4X_{BK} + \frac{X_{BK}}{X_{\Sigma}} \cdot (X_{AK} + X_{BK})}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK}^2 + X_{BK}^2}{2X_{\Sigma}}}$

Fall	x_5
1	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{1}{2}$
2	$\frac{2X_{\Sigma} - X_{BK} - 1}{X_{AK}}$
3	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{1}{2}$
4	$1 - \frac{2X_{\Sigma} - X_{BK}}{X_{AK}}$
5	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{AK}} - \frac{1}{2}$
6	$\frac{2X_{\Sigma} - X_{BK} - 1}{X_{AK}}$

A15.3 Berechnung von μ_B

Allgemeine Form entsprechend Kap. 6.3.2:

$$\mu_B = \arccos\left(\frac{y_{01}}{y_{02}}\right) + \arctan\left(\frac{y_{03}}{y_{04}}\right) - \alpha_B \quad (\text{A15.7})$$

mit:

$$y_{01} = x_2 \cdot \sqrt{K_{B3}} \cdot \cos\left[\alpha_A + \arctan\left(\frac{y_{11}}{y_{12}}\right)\right] - x_4 \cdot \sqrt{K_{B4}} \cdot \cos\left[\alpha_B + \arctan\left(\frac{y_{21}}{y_{22}}\right)\right]$$

$$y_{02} = x_5 \cdot \sqrt{u_{(1)}^2 + \left(\frac{y_{31}}{x_5}\right)^2 + \left(\frac{y_{32} u_{(1)}}{x_5}\right)^2 + \frac{2 y_{31} u_{(1)}}{x_5} \cdot \sqrt{\left(\frac{y_{32}}{x_5}\right)^2 + 1} \cdot \cos[\beta + y_{33}]}$$

und

Fall	y_{03}	y_{04}
1	$K_2 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \cos \beta$	$-x_5 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \sin \beta$
2		$x_5 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \sin \beta$
3	$u_{(1)} + \cos\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$	$\frac{x_5}{K_2} \cdot u_{(1)} + \sin\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$
4	$K_2 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \cos\left(\beta - \frac{\pi}{6}\right)$	$x_5 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \sin\left(\beta - \frac{\pi}{6}\right)$
5	$u_{(1)} + \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$\frac{x_5}{K_2} \cdot u_{(1)} + \sin\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$
6	$u_{(1)} + \cos\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$	$-\frac{x_5}{K_2} \cdot u_{(1)} + \sin\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$

y_{11} wie für μ_A (Gl. (A15.6)),

Fall	y_{12}
1	$\frac{x_2}{x_1} + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta$
2	$-\frac{x_2}{x_1} + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta$
3	$-\frac{x_2}{K_2 \cdot x_1} + u_{(1)} \cdot \sin\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$
4	$-\frac{x_2}{2K_2 \cdot x_1} + u_{(1)} \cdot \sin\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$
5	$\frac{x_2}{x_1} + K_1 \cdot u_{(1)} \cdot \sin \beta$

Fall	y_{12}
6	$\frac{x_2}{2K_2 \cdot x_1} + u_{(1)} \cdot \sin\left(\beta - \frac{\pi}{12}\right)$

Fall	y_{21}	y_{22}
1	$K_2 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \cos \beta$	$\frac{x_4}{x_3} \cdot u_{(1)} - K_1 \cdot \sin \beta$
2	$u_{(1)} + \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$\frac{x_4}{x_3} \cdot \frac{u_{(1)}}{2K_2} - \sin\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$
3	$K_2 \cdot u_{(1)} + K_1 \cdot \cos \beta$	$-\frac{x_4}{x_3} \cdot u_{(1)} - K_1 \cdot \sin \beta$
4		$-\frac{x_4}{x_3} \cdot \frac{u_{(1)}}{2} - K_1 \cdot \sin \beta$
5	$u_{(1)} + \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$	$\frac{x_4}{x_3} \cdot \frac{u_{(1)}}{K_2} - \sin\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$
6		$\frac{x_4}{x_3} \cdot \frac{u_{(1)}}{2K_2} - \sin\left(\beta + \frac{\pi}{12}\right)$

Fall	y_{31}	y_{32}	y_{33}
1	$-K_1$	K_2	$\arctan\left(\frac{x_5}{K_2}\right)$
2	K_1		$-\arctan\left(\frac{x_5}{K_2}\right)$
3	K_2		$-\frac{\pi}{12} - \arctan\left(\frac{x_5}{K_2}\right)$
4	K_1		$-\frac{\pi}{6} - \arctan\left(\frac{x_5}{K_2}\right)$
5	K_2		$\frac{\pi}{12} - \arctan\left(\frac{x_5}{K_2}\right)$
6	$-K_2$		$-\frac{\pi}{12} + \arctan\left(\frac{x_5}{K_2}\right)$

Fall	$K_{\beta 3}$
1	$1 + \left(K_2 \frac{x_1}{x_2} \right)^2 + \left(K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \right)^2$ $+ 2K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \sqrt{\left(K_2 \frac{x_1}{x_2} \right)^2} + 1 \cdot \cos \left(\beta - \arctan \left(\frac{x_2}{K_2 \cdot x_1} \right) \right)$
2	$1 + \left(K_2 \frac{x_1}{x_2} \right)^2 + \left(K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \right)^2$ $- 2K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \sqrt{\left(K_2 \frac{x_1}{x_2} \right)^2} + 1 \cdot \cos \left(\beta + \arctan \left(\frac{x_2}{K_2 \cdot x_1} \right) \right)$
3	$1 + \left(K_2 \frac{x_1}{x_2} \right)^2 + \left(K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \right)^2$ $- 2K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \sqrt{\left(K_2 \frac{x_1}{x_2} \right)^2} + 1 \cdot \cos \left(\beta - \frac{\pi}{12} + \arctan \left(\frac{x_2}{K_2 \cdot x_1} \right) \right)$
4	$1 + \left(2K_2 \frac{x_1}{x_2} \right)^2 + \left(2K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \right)^2$ $- 4K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \sqrt{\left(2K_2 \frac{x_1}{x_2} \right)^2} + 1 \cdot \cos \left(\beta - \frac{\pi}{12} + \arctan \left(\frac{x_2}{2K_2 \cdot x_1} \right) \right)$
5	$1 + \left(K_2 \frac{x_1}{x_2} \right)^2 + \left(K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \right)^2$ $+ 2K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \sqrt{\left(K_2 \frac{x_1}{x_2} \right)^2} + 1 \cdot \cos \left(\beta - \arctan \left(\frac{x_2}{K_2 \cdot x_1} \right) \right)$
6	$1 + \left(2K_2 \frac{x_1}{x_2} \right)^2 + \left(2K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \right)^2$ $+ 4K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_1}{x_2} \sqrt{\left(2K_2 \frac{x_1}{x_2} \right)^2} + 1 \cdot \cos \left(\beta - \frac{\pi}{12} - \arctan \left(\frac{x_2}{2K_2 \cdot x_1} \right) \right)$

Fall	$K_{\beta 4}$
1	$u_{(1)}^2 + \left(K_1 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + \left(K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4}\right)^2$ $+ 2K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4} \cdot \sqrt{\left(K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + 1} \cdot \cos\left(\beta + \arctan\left(\frac{x_4}{2K_2 \cdot x_3}\right)\right)$
2	$u_{(1)}^2 + \left(2K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + \left(2K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4}\right)^2$ $+ 4K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4} \cdot \sqrt{\left(2K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + 1} \cdot \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12} + \arctan\left(\frac{x_4}{2K_2 \cdot x_3}\right)\right)$
3	$u_{(1)}^2 + \left(K_1 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + \left(K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4}\right)^2$ $- 2K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4} \cdot \sqrt{\left(K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + 1} \cdot \cos\left(\beta - \arctan\left(\frac{x_4}{K_2 \cdot x_3}\right)\right)$
4	$u_{(1)}^2 + \left(2K_1 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + \left(2K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4}\right)^2$ $- 4K_1 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4} \cdot \sqrt{\left(2K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + 1} \cdot \cos\left(\beta - \arctan\left(\frac{x_4}{2K_2 \cdot x_3}\right)\right)$
5	$u_{(1)}^2 + \left(K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + \left(K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4}\right)^2$ $+ 2K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4} \cdot \sqrt{\left(K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + 1} \cdot \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12} + \arctan\left(\frac{x_4}{K_2 \cdot x_3}\right)\right)$
6	$u_{(1)}^2 + \left(2K_2 \cdot \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + \left(2K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4}\right)^2$ $+ 4K_2 \cdot u_{(1)} \frac{x_3}{x_4} \cdot \sqrt{\left(2K_2 \frac{x_3}{x_4}\right)^2 + 1} \cdot \cos\left(\beta + \frac{\pi}{12} + \arctan\left(\frac{x_2}{2K_2 \cdot x_1}\right)\right)$

Fall	x_1	x_2
1	$\frac{2X_{AK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$	$\frac{2X_{\Sigma} - X_{AK} - X_{BK} + \frac{X_{AK} X_{BK}}{2X_{\Sigma}}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$
2	$\frac{4 - \frac{X_{AK} + X_{BK}}{X_{\Sigma}}}{\left(\frac{X_{BK}}{X_{AK}} + 1\right) \cdot \left(2 - \frac{X_{AK}}{X_{\Sigma}}\right)}$	$\frac{-2X_{\Sigma}}{X_{AK} + X_{BK}} + \frac{1}{2}$
3	$\frac{4 - \frac{X_{AK} + X_{BK}}{X_{\Sigma}}}{\left(\frac{X_{BK}}{X_{AK}} + 1\right) \cdot \left(2 - \frac{X_{BK}}{X_{\Sigma}}\right)}$	$\frac{4X_{\Sigma}}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(\frac{X_{BK}}{X_{\Sigma}} - 2\right)} + \frac{3}{2 - \frac{X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$ $- \frac{X_{AK} + X_{BK}}{4X_{\Sigma} - 2X_{BK}}$
4	$\frac{X_{AK}}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(1 - \frac{X_{BK}}{2X_{\Sigma}}\right)}$	$\frac{2X_{\Sigma} - (X_{AK} + X_{BK})}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(\frac{X_{BK}}{2X_{\Sigma}} - 1\right)}$
5	$\frac{2 - \frac{X_{AK} + X_{BK}}{X_{\Sigma}}}{\left(1 + \frac{X_{BK}}{X_{AK}}\right) \cdot \left(\frac{X_{AK}}{2X_{\Sigma}} - 1\right)}$	$1 - \frac{2X_{\Sigma}}{X_{AK} + X_{BK}}$
6	$\frac{1 - \frac{X_{AK}}{2X_{\Sigma}}}{1 + \frac{X_{BK}}{X_{AK}} - \frac{X_{AK}^2 + X_{BK}^2}{2X_{\Sigma} \cdot X_{AK}}}$	$\frac{2X_{\Sigma} - X_{AK} + \frac{X_{BK}}{2X_{\Sigma}} \cdot (X_{AK} - X_{BK})}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK}^2 + X_{BK}^2}{2X_{\Sigma}}} - 1$

Fall	x_3	x_4
1	$\frac{X_{AK} - X_{BK}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} - \frac{2X_{\Sigma} - \frac{X_{AK} + X_{BK}}{2}}{X_{AK} + X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{X_{\Sigma}}}$
2	$\frac{X_{BK} - X_{AK}}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(2 - \frac{X_{AK}}{X_{\Sigma}}\right)}$	$\frac{2X_{\Sigma} \cdot (X_{BK} - X_{AK}) + (X_{AK}^2 - X_{BK}^2)}{2(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(X_{BK} - \frac{X_{AK} X_{BK}}{2X_{\Sigma}}\right)}$
3	$\frac{X_{AK} \cdot \left(1 - \frac{X_{AK}}{2X_{\Sigma}}\right) - X_{BK} \cdot \left(1 - \frac{X_{BK}}{2X_{\Sigma}}\right)}{X_{AK} + X_{BK} \cdot \left(1 - \frac{X_{AK} + X_{BK}}{2X_{\Sigma}}\right)}$	$\frac{2X_{\Sigma}}{X_{AK} + X_{BK}} - \frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} + \frac{X_{AK} - X_{BK}}{2X_{BK}}$
4	$\frac{X_{AK} - X_{BK} + \frac{X_{BK}}{2X_{\Sigma}} \cdot (X_{AK} + X_{BK})}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(2 - \frac{X_{BK}}{X_{\Sigma}}\right)}$	$\frac{X_{\Sigma} \cdot \left(1 - \frac{X_{AK}}{X_{BK}}\right)}{X_{AK} + X_{BK}} - \frac{1}{2}$
5	$\frac{X_{BK} - X_{AK} + \frac{X_{AK}}{2X_{\Sigma}} \cdot (X_{AK} + X_{BK})}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(1 - \frac{X_{AK}}{2X_{\Sigma}}\right)}$	$\frac{2X_{\Sigma} \cdot \left(1 - \frac{X_{AK}}{X_{BK}}\right) - X_{BK} \cdot \left(1 + \frac{X_{AK}}{2X_{\Sigma}}\right) + X_{AK} \cdot \left(1 + 2 \cdot \frac{X_{AK}}{X_{BK}} - \frac{X_{AK}}{X_{\Sigma}} - \frac{X_{AK}}{2X_{\Sigma}} \cdot \frac{X_{AK}}{X_{BK}}\right)}{(X_{AK} + X_{BK}) \cdot \left(2 - \frac{X_{AK}}{X_{\Sigma}}\right)}$
6	$\frac{(X_{AK} - X_{BK}) \cdot \left(1 - \frac{X_{AK} + X_{BK}}{2X_{\Sigma}}\right)}{2(X_{AK} + X_{BK}) - \frac{X_{AK}^2 + X_{BK}^2}{X_{\Sigma}}}$	$\frac{(X_{AK} - X_{BK}) \cdot \left(\frac{2X_{\Sigma}}{X_{AK} + X_{BK}} - 2 + \frac{X_{AK} + X_{BK}}{2X_{\Sigma}}\right)}{2X_{BK} \cdot \left(1 - \frac{X_{AK} - X_{BK}}{2X_{\Sigma}} - \frac{X_{BK}^2}{X_{\Sigma} \cdot (X_{AK} + X_{BK})}\right)}$

Fall	x_5
1	$-\frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} + \frac{1}{2}$
2	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} - \frac{1}{2}$
3	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} - \frac{X_{AK} + X_{BK}}{2X_{BK}}$
4	$\frac{X_{\Sigma}}{X_{BK}} - \frac{1}{2}$
5	$\frac{X_{\Sigma} - \frac{X_{AK}}{2}}{X_{BK}} - \frac{1}{2}$
6	$\frac{-X_{\Sigma}}{X_{BK}} + \frac{X_{AK} + X_{BK}}{2X_{BK}}$

Lebenslauf

Sven Achenbach

Persönliche Daten

Geboren: 24.12.1966 in Freital bei Dresden
Schulbildung: 1973-1985 Schulbesuch in Dresden
1985 Abitur
Familienstand: verheiratet, 2 Kinder

Wehrdienst und Ausbildung

1985-1988 Wehrdienst als Schiffselektriker
1988-1993 Studium der Elektrotechnik an der Universität Rostock (Schwerpunkte Elektrische Maschinen und Energieversorgung)
1993 Studienabschluss: Dipl.-Ing. Elektrotechnik

Berufstätigkeit

1993-2000 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektroenergieversorgung der TU Dresden
2001-2009 Projektingenieur bei der Siemens AG
Seit 2009 Principal Engineer bei Siemens Transmission&Distribution Ltd. in Manchester

Spezialisierung

Hochspannungs-Gleichstrom-Übertragungsanlagen
Offshore-Windparks und deren Anbindung an das Übertragungsnetz