

Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik

Elektrotechnisches Institut, Lehrstuhl Elektrische Maschinen und Antriebe

ABSCHLUSSBERICHT RAG

Zuwendungsempfänger:	Förderkennzeichen:
Technische Universität Dresden	16ES0117K
Vorhabenbezeichnung:	
Rotierender Aktiver Gleichrichter für 2-polige Turbogeneratoren	
Laufzeit des Vorhabens:	
01.09.2013 - 31.08.2016	
Berichtszeitraum:	
01.09.2013 - 31.08.2016	

Kurzcharakteristik:

Ziel des Vorhabens war die Entwicklung einer bürstenlosen Erregung für Turbogeneratoren mit einer steuerbaren Generatorfeldspannung. Dabei lag der Fokus auf dem rotierenden Gleichrichter, welcher derzeit aus einer B6U-Schaltung (Dioden) besteht. Der Ersatz der Dioden durch moderne, aktiv steuerbare Leistungshalbleiter sollte die Dynamik des Erregersystems verbessern und eine aktive Entregung durch eine negative mittlere Generatorfeldspannung ermöglichen. Alle anderen Komponenten der Haupterregemaschine und des Generators blieben unverändert.

Univ.-Prof. Dr.-Ing. W. Hofmann
Projektleiter

Dipl.-Ing. Stephan Tenner

Inhaltsverzeichnis

1	Allgemeine Angaben	3
1.1	Aufgabenstellung / Ziele des Vorhabens.....	3
1.2	Stand von Wissenschaft und Technik.....	5
1.3	Voraussetzungen.....	6
1.4	Planung und Ablauf	8
1.5	Zusammenarbeit mit anderen Stellen.....	9
2	Eingehende Darstellung	10
2.1	Bearbeitung der Arbeitspakete	10
2.1.1	Grundsatzbetrachtung möglicher Schaltungstopologien (AP2-1).....	10
2.1.2	Vergleich leistungselektronischer Bauelemente (AP2-2).....	11
2.1.3	Berechnung der Gleichrichterverluste (AP2-3)	12
2.1.4	Untersuchung definierter Betriebs- und Fehlerfälle (AP2-4).....	15
2.1.5	Grundsatzentscheidung (AP2-6)	20
2.1.6	Konzept und Bau Gate-Treiber und Ansteuerelektronik (AP3-1).....	22
2.1.7	Schutzbeschaltung (AP3-2).....	23
2.1.8	Entwurf einer Ventilsteuerung (AP3-3)	26
2.1.9	Entwurf und Aufbau eines Versuchsträgers (AP4-1)	27
2.1.10	Implementierung einer Ventilsteuerung (AP4-2)	28
2.1.11	Funktionsnachweis (AP4-3)	31
2.1.12	Test der Überwachungs- und Schutzeinrichtung (AP4-4).....	34
2.1.13	Basisauslegung des mechanischen Aufbaus (AP5-1).....	35
2.1.14	Einbettung der Erregersteuerung (AP6-3).....	36
2.1.15	Untersuchung der Erregermaschine im Teillastbereich (AP6-4)	36
2.1.16	Zusammenfassung.....	49
2.2	Wichtigste Positionen des zahlenmäßigen Nachweises	50
2.3	Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit	50
2.4	Voraussichtliche Nutzung	51
2.5	Bekannt gewordener Fortschritt auf dem Gebiet durch andere Stellen	51
3	Literaturverzeichnis	52
4	Erfolgskontrollbericht	54
5	Kurzfassung – Berichtsblatt	55
6	Kurzfassung – Berichtsblatt (englisch)	56

1 Allgemeine Angaben

1.1 Aufgabenstellung / Ziele des Vorhabens

Durch den starken Zuwachs alternativer Energieerzeuger in den Versorgungsnetzen der Bundesrepublik Deutschland gibt es stetig steigende Minimalanforderungen der Netzbetreiber an alle Anschlussnehmer hinsichtlich der Lastregelung und der Spannungshaltung im Verteilnetz. Diese Anforderungen werden insbesondere auch an Turbogeneratoren in Gas- und-Dampf-Kraftwerken gestellt. Das Ziel im Verbundprojekt ist die Entwicklung eines neuartigen Erregersystems für die Verbesserung des Regelverhaltens und der Stabilität von Turbogeneratoren in öffentlichen Versorgungsnetzen, um die gestiegenen Anforderungen der Netzbetreiber und der Grid Codes im Rahmen der Energiewende zu realisieren. Insbesondere bei den stetig wachsenden Anforderungen von Ausregelzeiten bei Last- und Spannungssprüngen ist derzeit eine entsprechende Anpassung des Erregerzustands des Generators ohne eine aktive Entregung kaum realisierbar. Ebenso lassen sich die in den Grid Codes geforderten Fault-Clearing-Zeiten von 250ms bei 0 p.u. Restspannung (z.B. Fin-Grid) nur durch eine äußerst schnelle Regelung und damit kurze Erregerzeitkonstanten erzielen. Des Weiteren werden beispielsweise im GOST-Standard Deckenwerte von $2,0 \cdot U$ gefordert, die mit einer standardmäßigen bürstenlosen Erregung nicht zu realisieren ist. Hierfür kann ein Erregersystem mit aktiven Gleichrichtern ein deutlich verbessertes Reaktionsverhalten des Generators gewährleisten und die gestiegenen Netzanforderungen erfüllen. Die folgenden zwei Erregersysteme stehen derzeit zur Verfügung:

a) Statische Erregung

Bei der statischen Erregung wird der Erregerstrom von einem stationären Stromrichter über Bürsten und einen rotorseitigen Schleifringläufer auf die Erregerwicklung übertragen. Die statische Erregung kann sehr schnell auf Lastwechsel reagieren. Dieser Dynamikvorteil gegenüber anderen Erregersystemen kommt heute aufgrund der steigenden Lastflussdynamik in Netzen immer mehr zum Tragen. Die eingesetzten Bürsten bestehen aus Elektrokohle, die aufgrund ihres Verschleißes alle sechs Monate gewechselt werden müssen. Dies kann während des Betriebs des Turbogenerators erfolgen. Die statische Erregereinrichtung nutzt als Eingangsspannung die Spannung an den Generatorklemmen. Falls das Netz einen Fehler aufweist, bricht auch die Versorgung für das Erregersystem zusammen. Darum muss die Anlage einen hohen Deckenfaktor für die Stoßerregung aufweisen.

b) Bürstenlose Erregung

Die bürstenlose Erregung besteht aus einer Haupterreger- und einer Hilferregermaschine (siehe Abbildung 1-1). In der Haupterregermaschine ist die Erregerwicklung des Turbogenerators über einen rotierenden Diodengleichrichter mit den Läuferwicklungen der Außenpolmaschine verbunden. Die ruhenden Außenpolwicklungen werden über ein Thyristor-Stellglied aus einem permanenterregten Drehstrom-Synchrongenerator, der sogenannten Hilferregermaschine, gespeist. Der Erregerstrom wird über das ständerseitige Thyristor-Stellglied geregelt. Auf den Einsatz von Bürsten kann verzichtet werden, wodurch die rotierende Erregung nahezu wartungsfrei ist.

Das Nachführen des Generatorfeldstromes bei schnellen Wechsels des Betriebszustandes ist im Vergleich zur statischen Erregung aufgrund der großen Erregerzeitkonstante sehr viel träger als bei der statischen Erregung. Zum Ausgleich von Spannungseinbrüchen an den Generatorklemmen muss die Stromrichteranlage sehr große Spannungsreserven gegenüber dem Normalbetrieb bereitstellen. Den stetig steigenden Minimalanforderungen der Netzbetreiber bezüglich Dynamik und Zuverlässigkeit bei kurzzeitigen Störungen werden Turbogeneratoren mit bürstenloser Erregung deshalb immer weniger gerecht.

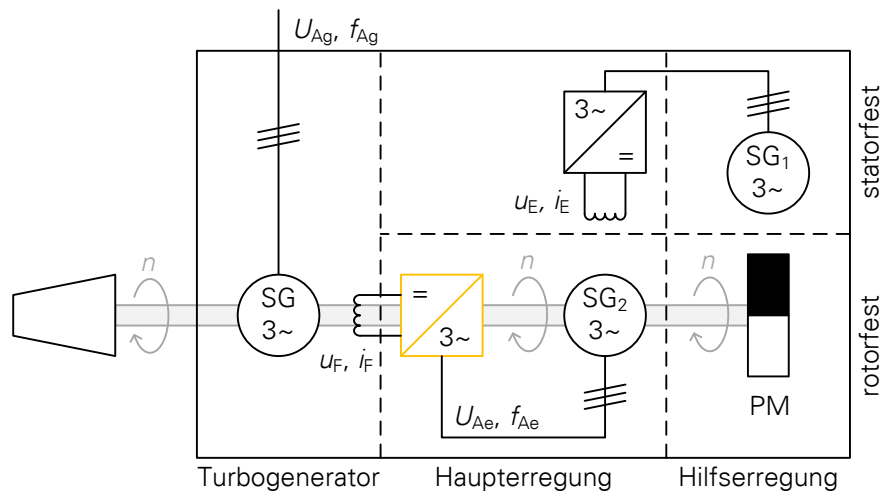


Abbildung 1-1: Kontaktlose Erregersysteme von Turbogeneratoren mit rotierenden Gleichrichtern (gelb)

Das neuartige, zu entwickelnde Erregersystem basiert auf der bürstenlosen Erregung. Der innovative Ansatz besteht im Nachführen des Generatorfeldstromes durch den rotierenden Gleichrichter. Die bisher eingesetzten Dioden werden durch moderne, aktiv steuerbare Leistungshalbleiterbauelemente ersetzt. Das Erregersystem wird in den folgenden zwei Punkten verbessert:

1. Die Zeitkonstanten der Haupterregemaschine sind für die Regelung nicht mehr wirksam und die Dynamik des Erregersystems kann erheblich gesteigert werden.
2. Durch das Anlegen einer negativen mittleren Generatorfeldspannung kann der Turbogenerator aktiv entregt werden.

Mit diesem Ansatz werden die Vorteile des rotierenden Erregersystems mit der hohen Dynamik der statischen Variante kombiniert. Durch den Bau und Test eines Versuchsträgers, der den äußeren Abmaßen des Diodengleichrichters nach Abbildung 1-3 entspricht, soll der Nachweis der gesetzten Ziele für den aktiven Gleichrichter im bürstenlosen Erregersystem erbracht werden.

1.2 Stand von Wissenschaft und Technik

Um den sicheren Betrieb der Energieversorgungsnetze zu gewährleisten, verlangt das Energiewirtschaftsgesetz EnWG in seiner Fassung vom 16.01.2012 von den Netzbetreibern, Anschlussbedingungen für Anlagen an ihrem Netz festzulegen. Darin werden die Anforderungen für alle Anschlussnehmer beschrieben, die diese beim Betrieb ihrer Anlagen am Netz einzuhalten haben. Der Trend hin zu dezentralen Erzeugungsanlagen führt zu einer wesentlich komplexeren Struktur, primär im Bereich der Lastregelung, der Spannungshaltung im Verteilnetz und der Aufrechterhaltung der Netzstabilität. Darum sind die Minimalanforderungen der Netzbetreiber insbesondere bezüglich Dynamik und Zuverlässigkeit bei kurzzeitigen Störungen stark gestiegen. Diesen Minimalanforderungen müssen nicht nur kleine Anlagen für alternative Energien von wenigen Kilowatt sondern auch innovative Gas-und-Dampf-Kraftwerke von einigen hundert Megawatt gerecht werden.

Für die Erzeugung elektrischer Energie in konventionellen Kraftwerken werden in der Regel sogenannte Turbosätze eingesetzt. Sie bestehen aus einer Gas- oder Dampfturbine und einem Turbogenerator, welcher die mechanische Energie der Turbine in eine netzkonforme elektrische Energie umwandelt. Im Jahr 2015 wurden ca. 70 % der elektrischen Energie auf diese Weise in der Bundesrepublik Deutschland erzeugt [BMWi2016]. Das Gas- und Dampfkraftwerk Irsching 4 hält den derzeitigen Wirkungsgradweltrekord von 60,75 % und erhielt damit 2012 den Innovationspreis der deutschen Wirtschaft. Der durchschnittliche Wirkungsgrad von fossil befeuerten Kraftwerken liegt bei ca. 45 %.

Das für die Generatorspannung erforderliche magnetische Erregerfeld wird bei Turbogeneratoren durch einen in die Feldwicklungen eingepprägten Gleichstrom erzeugt. Diese rotierenden Wicklungen werden über eine Erregermaschine mit einem Gleichstrom versorgt. In Abbildung 1-2 ist die bürstenlose Erregermaschine am Wellenende des Turbogenerators dargestellt. In der Welle eingebrachte, isolierte Kupferleitungen stellen die elektrische Verbindung zur Erregerwicklung her. Mit der Erregermaschine kann das Blindleistungsverhalten und die Spannungshaltung des Turbogenerators direkt gesteuert werden. Die Erregerleistung beträgt etwa 0,5 % bis 5 % der Bemessungsscheinleistung des Turbogenerators.



Abbildung 1-2: Zweipoliger Turbogenerator mit bürstenlosem Erregersystem im Siemens Generatorwerk Erfurt [SGen]

Mit dem Einsatz des neuartigen Gleichrichters im Erregersystem soll die Zeitkonstante der bürstenlosen Erregung auf das Niveau der statischen Erregung gesenkt und dadurch das Blindleistungsverhalten des Turbogenerators hochdynamisch gesteuert werden. Gleichzeitig wird die Möglichkeit geschaffen, eine negative mittlere Generatorfeldspannung zu erzeugen. Der Turbogenerator kann so auf einen plötzlichen Lastabwurf, im ungünstigsten Fall sogar auf eine plötzliche Netztrennung bzw. eine Lastaufschaltung schnell reagieren. Durch die höhere Dynamik werden Turbogeneratoren nicht nur der gestiegenen Lastflussdynamik im deutschen Stromnetz wesentlich besser gerecht und können substantiell zu deren Stabilität beitragen, sondern liefern darüber hinaus einen entscheidenden Baustein beim Ausbau intelligenter Stromnetze (Smart Grids). Dabei handelt es sich um die kommunikative Vernetzung und Steuerung sämtlicher Akteure in Energieübertragungs- und Verteilnetzen. In Verbindung mit einer stärkeren kommunikativen Vernetzung können Turbogeneratoren einen Beitrag dazu leisten, die Einspeiseschwankungen der volatilen Erzeuger, wie Windkraft oder Photovoltaik, schnell auszugleichen. Deshalb liefert das innovative Erregersystem indirekt einen Beitrag für den weiteren Ausbau der alternativen Energien in der Bundesrepublik Deutschland.



Abbildung 1-3: Rotierender Diodengleichrichter [SGen]

Für den Bau des Prototyps soll eine aktuell im Siemens Generatorwerk Erfurt gefertigte Erregermaschine vom Typ ELR 62/19 verwendet werden, die anstelle des momentan verwendeten Diodenrads mit dem aktiven Gleichrichter mit rotierender Ansterelektronik vereinigt wird. Damit soll zum Ende des Projektes ein funktionsfähiger Prototyp samt Ansteuerschaltung, Kühlungskonzept sowie Mess- und Ansteuersignalübertragung entwickelt werden.

1.3 Voraussetzungen

Der Lehrstuhl Elektrische Maschinen und Antriebe der TU Dresden ist seit vielen Jahren auf dem Gebiet der Berechnung, (Methodik), Modellierung und Simulation tätig. Werkzeuge für elektrische Maschinen und Antriebe mit Verfahren zur Modellierung, zum Entwurf und zur Dimensionierung sowie zur Optimierung der Einzelkomponenten von Maschinen und Stromrichtern und des Energiewandlersystems im Grundsatz stehen dabei im Mittelpunkt. Als Anwendungsschwerpunkte der Forschungsarbeiten sind Wasserkraftgeneratoren und Windkraftanlagen zu nennen. Vorrangig geht es dabei um masse- und verlustreduzierte Generatoren,

energieeffiziente Wandlungstechniken durch Einsatz spezieller Stromrichter und Regelverfahren sowie um eine anforderungsgerechte, geregelte Netzeinspeisung. Im Einzelnen konzentrieren sich die Forschungsarbeiten auf folgende Schwerpunkte:

a) Einsatz neuartiger leistungselektronischer Bauelemente und Schaltungstopologien

Ein Forschungsschwerpunkt des Lehrstuhls liegt auf dem Gebiet der Stromrichtertechnik für Energiewandler (Motoren, Generatoren). Dabei stehen die Entwicklung energieeffizienter Stromrichtertopologien, die Untersuchung lagerstromminimierender Steuerverfahren und der Einsatz neuer Halbleiter-Leistungsbaulemente im Mittelpunkt. Ergebnisse sind unter anderem in [Dom2009] und [Dru2012] publiziert.

b) Doppeltgespeiste Asynchronschleifringläufergeneratoren

Ein Anwendungsschwerpunkt liegt auf der doppeltgespeisten Asynchronmaschine als alternativer elektromechanische Energiewandler für die Nutzung alternativer Energieformen wie z. B. bei Windenergieanlagen. Vorrangig geht es dabei um die Generatoroptimierung, die Oberschwingungsanalyse, den Beitrag zur Blindleistungsregelung, die Verlustoptimierung, und die netzverträgliche Regelung. Forschungsergebnisse sind unter anderem in [Men2011] und [Gal2009] veröffentlicht.

c) Elektrisch erregte Synchrongeneratoren

Die Professur besitzt jahrelange Erfahrungen aus Industrieprojekten mit Siemens, Voith Hydro und Hitachi zur Modellierung, Simulation und Berechnung der Erwärmung und Kühlung, sowie der Wirbelstrom- und weiterer Zusatzverluste in Großgeneratoren. Die Methodik (3D-Simulationen) und die Ergebnisse wurden in [Bär2008] und [Bac2009] publiziert.

d) Direkte Leistungsregelung

An der Professur wurde das aus der Traktionstechnik bekannte Verfahren der direkten Selbstregelung bzw. der direkten Drehmomentregelung erweitert und für doppeltgespeiste Asynchronschleifringläufermaschine mit Getriebe für die Anwendung in Windkraftanlagen angepasst und untersucht. Ergebnisse zur direkten Leistungsregelung von Windkraftgeneratoren wurden in [Rüc2008] zusammengefasst.

e) Optimierte Belüftungs- und Kühlsysteme zur Wirkungsgradsteigerung von elektrischen Maschinen

Die Erwärmung und Kühlung elektrischer Maschinen sind ein weiterer Schwerpunkt der Forschungsarbeit an der Professur für Elektrische Maschinen und Antriebe. Die Intensivierung der Kühlung elektrischer Maschinen und die Erarbeitung der wissenschaftlichen Grundlagen für ihre thermodynamische und strömungstechnische Auslegung in Verbindung mit der elektromechanischen Optimierung ist eine wesentliche Reserve für die Entwicklung hocheffizienter Antriebe. Im Rahmen des vom BMBFgeförderten innovativen Wachstumskerns AUTOTRAM (2009-2012) wurden neuartige PM-Synchronfahrmotoren entwickelt, untersucht und optimiert. Ergebnisse wurden in [Fes2009] und [Fes2010] publiziert.

1.4 Planung und Ablauf

In Tabelle 1-1 ist die zeitliche Abfolge der Arbeitspakete der TU Dresden dargestellt. Die erzielten Ergebnisse der Arbeitspakete sind in Abschnitt 2.1 des folgenden Kapitels beschrieben. Die Erarbeitung der Terminkette erfolgte in Zusammenarbeit mit den beteiligten Kooperationspartnern.

Tabelle 1-1: Arbeitspakete der TU Dresden

	2013				2014								2015								2016																													
	September	Oktober	November	Dezember	Januar	Februar	März	April	Mai	Juni	Juli	August	September	Oktober	November	Dezember	Januar	Februar	März	April	Mai	Juni	Juli	August	September	Oktober	November	Dezember	Januar	Februar	März	April	Mai	Juni	Juli	August														
AP2																																																		
AP2-1	1	1	1	1																																														
AP2-2					1	1																																												
AP2-3							1	1	1																																									
AP2-4										1	1																																							
AP2-6												1																																						
AP3																																																		
AP3-1													1	1	1																																			
AP3-2																	1	1																																
AP3-3																			1	1	1																													
AP4																																																		
AP4-1																																																		
AP4-2																																																		
AP4-3																																																		
AP4-4																																																		
AP5																																																		
AP5-1																																																		
AP6																																																		
AP6-3																																																		
AP6-4																																																		
AP7																																																		

1.5 Zusammenarbeit mit anderen Stellen

Im Forschungsvorhaben erfolgte innerhalb des Verbundprojekts RAG eine intensive Zusammenarbeit mit den Verbundpartnern:

- Siemens Generatorenwerk Erfurt und
- CE-SYS Engineering GmbH.

Darüber hinaus erfolgte eine Zusammenarbeit mit den Firmen:

- K+S Mechatronik GmbH für den Bau und der elektrischen Prüfung der rotationsfesten Ansteuer- und Regelelektronik und
- Element Materials Technology Berlin GmbH für Rotationsprüfung der Schutzbeschaltung der eingesetzten Thyristoren.

Dadurch wurde eine erfolgreiche Umsetzung des Forschungsvorhabens ermöglicht.

2 Eingehende Darstellung

In diesem Teil des Berichts werden zunächst die wichtigsten Ergebnisse aus den Arbeitspaketen der TU Dresden zusammengefasst. Darüber hinaus wird der zahlenmäßige Nachweis für die wichtigsten Positionen der TU Dresden im BMBF- Projekt erbracht und die Notwendigkeit und Angemessenheit für die geleisteten Arbeit dargelegt. Anschließend erfolgt die Beschreibung der voraussichtlichen Nutzung der gewonnenen Erkenntnisse an der TU Dresden. Der Abschnitt im Abschlussbericht schließt mit der Klärung ab, ob Fortschritte durch andere Stellen auf dem Fördergegenstand bekannt geworden sind.

2.1 Bearbeitung der Arbeitspakete

2.1.1 Grundsatzbetrachtung möglicher Schaltungstopologien (AP2-1)

Basierend auf den Ergebnissen der Grundsatzbetrachtungen in Arbeitspaket 2-1 wird für den weiteren Verlauf des Projekts eine Schaltungstopologie festgelegt. Dazu sind die Vor- und Nachteile des Thyristorgleichrichters, des Stromzwischenkreisgleichrichters (CSR) und des Spannungszwischenkreisgleichrichters (VSR) in Tabelle 2-1 zusammengefasst. Aus den Untersuchungen kann abgeleitet werden, dass der Thyristorgleichrichter die besten Ergebnisse erzielt:

1. Ein wesentlicher Vorteil besteht in der ähnlichen Struktur zum Diodengleichrichter. Dadurch können bereits bestehende konstruktive Lösungen des Diodengleichrichters als Ansätze für den konstruktiven Aufbau des Thyristorgleichrichters genutzt werden.
2. Der Thyristorgleichrichter weist im Vergleich zum Strom- und Spannungszwischenkreisgleichrichter die geringste Anzahl an aktiven Bauelementen auf. Das stellt einen Kosten- und Massevorteil dar.
3. Darüber hinaus kann im Vergleich zu den Gleichrichtern mit IGBT-Bestückung auf zusätzliche Filterelemente verzichtet werden. Dadurch lässt sich die Gesamtmasse des Thyristorgleichrichters so klein wie möglich halten, was die Fliehkraftbeanspruchung des Trägersystems stark reduziert.
4. In der derzeitigen Ausführung des bürstenlosen Erregersystems mit Diodenrad wird ein nahezu trapezförmiger Strom in die Drehstromankerwicklung des Erregerläufers eingeprägt. Dieses Verhalten wird durch den Einsatz eines Thyristorgleichrichters nicht verbessert. Die Verringerung der Welligkeit des Ankerstroms durch den Einsatz von aktiv schaltbaren Bauelementen war jedoch kein vorrangiges Entwicklungsziel.

Aufgrund dieser vier Eigenschaften fällt die Topologiewahl auf einen Thyristorgleichrichter.

Tabelle 2-1: Übersicht zu Vor- und Nachteilen möglicher Gleichrichtertopologien

	Vorteile	Nachteile
Thyristor-gleichrichter	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Ähnliche Struktur wie beim Diodengleichrichter → Bestehende konstruktive Lösungen können übernommen werden ▪ Keine zusätzlichen passiven Bauelemente erforderlich ▪ Geringe Anzahl an aktiven Bauelementen (6 Thyristoren) 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Keine erzwungene Kommutierungsvorgänge möglich (Leistungshalbleiter sind nicht abschaltbar) ▪ Stromrichter verursacht trapezförmige Ströme in der Drehstromankerwicklung des Erregerläufers
CSR mit IGBT-Bestückung	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Erzwungene und natürliche Kommutierungsvorgänge möglich durch abschaltbare Bauelemente ▪ Mit Filtern sind Ströme in der Erregermaschine nahezu sinusförmig 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Verdoppelung der Anzahl diskreter, aktiver Bauelemente im Vergleich zum Thyristorgleichrichter ▪ Drei Kondensatoren im Eingangsfiler für Kommutierung erforderlich
VSR mit IGBT-Bestückung	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Erzwungene und natürliche Kommutierungsvorgänge möglich durch abschaltbare Bauelemente ▪ Nahezu sinusförmiger Ströme in der Erregermaschine ▪ Hochsetzen der Feldspannung durch Gleichrichter möglich 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Höchste Anzahl an aktiven Bauelementen im Vergleich zum Thyristorgleichrichter und CSR ▪ Zwischenkreiskondensator erforderlich (weisen hohe Fliehkraftempfindlich auf) ▪ H-Brücke im Zwischenkreis erforderlich für aktive Entregung

2.1.2 Vergleich leistungselektronischer Bauelemente (AP2-2)

Durch die Rotationsanwendung muss die Masse der eingesetzten Thyristor-Bauelemente möglichst klein gewählt werden, um die Fliehkraftbeanspruchung auf das Trägersystem zu minimieren. In Abbildung 2-1 a) sind die Massen aller kommerziell verfügbaren Press-Pack-Thyristoren mit einer maximal zulässigen Sperrspannung von 1800 V der Firma Infineon über dem Dauergrenzstrom dargestellt. Das Ziel ist es, das Verhältnis von Dauergrenzstrom zur Masse zu maximieren. Wie in Abbildung 2-1 b) dargestellt, weist der Thyristor T940N mit 5,53 A/g das fünft höchste Strom-Masse-Verhältnis aller 1800-V-Thyristoren auf. Unter dem Gesichtspunkt der Masse ist es günstiger, zwei Thyristoren vom Typ T940N parallel zu schalten, als einen Thyristor mit einem größeren Dauergrenzstrom einzusetzen. Im folgenden Kapitel soll geklärt werden, ob ein Thyristor T940N der thermischen Beanspruchung im Thyristorrad genügt oder eine Parallelschaltung von zwei Thyristoren erforderlich ist.

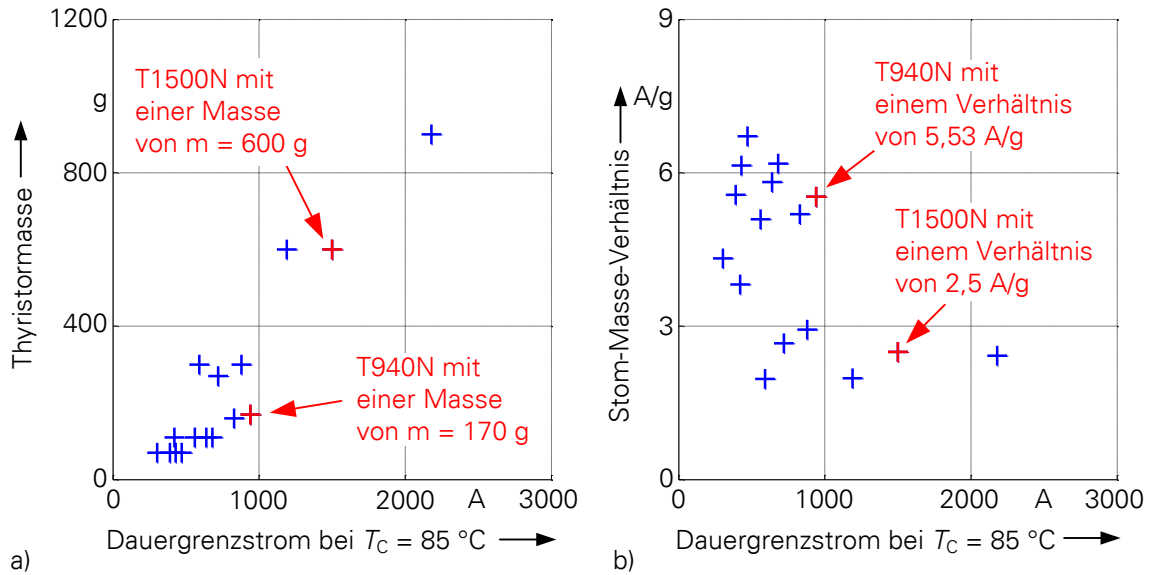


Abbildung 2-1: Auswahldiagramme für 1800-V-Press-Pack-Thyristoren der Firma Infineon
a) Masse, b) Strom-Masse-Verhältnis

2.1.3 Berechnung der Gleichrichterverluste (AP2-3)

2.1.3.1 Verlustberechnung

Für die Verlustleistungsberechnung von Thyristoren werden Durchlass- und Ausschaltverluste berücksichtigt. Die mittleren Durchlassverluste werden mittels statischer Kennlinie $U_T(i_T)$ berechnet. Die Durchlasscharakteristik $u_T(i_T)$ wird durch einen konstanten und einen stromabhängigen Spannungsanteil mit

$$u_T(i_T) = U_{T0} + r_T \cdot i_T \quad (2-1)$$

approximiert. Die mittlere Verlustleistung wird allgemein mit

$$P_T = \frac{1}{T} \int_0^T i_T \cdot u_T(i_T) dt \quad (2-2)$$

berechnet. Durch Einsetzen von (2-1) in (2-2) ergibt sich die allgemeine Gleichung zur Berechnung der mittleren Durchlassverluste

$$P_T = U_{T0} \cdot \frac{1}{T} \int_0^T i_T dt + r_T \cdot \frac{1}{T} \int_0^T i_T^2 dt = U_{T0} \cdot I_{T,avg} + r_T \cdot I_{T,rms}^2 \quad (2-3)$$

wobei die Schleusenspannung $U_{T0} = 0,85\text{ V}$ und der Ersatzwiderstand $r_T = 0,27\text{ m}\Omega$ betragen. Die mittleren Thyristorströme $I_{T,avg}$ und die effektiven Thyristorströme $I_{T,rms}$ hängen vom Betriebszustand des Erregersystems und auch von der Anzahl parallel geschalteter Thyristoren ab. Der zeitliche Stromverlauf ist trapezförmig mit einem Stromflusswinkel von 120 ° . Kommutierungsbedingte Stromanstiege werden für die Verlustberechnung berücksichtigt für eine Kommutierungsinduktivität von $L_k = 25\text{ }\mu\text{H}$ und eine Kommutierungsspannung $U_k = 100\text{ V}$. In Tabelle 2-2 sind die resultierenden Mittel- und Effektivwerte der Thyristorströme und die nach (2-3) berechneten mittleren Durchlassverluste pro Thyristor zusammengefasst.

Die Ausschaltverluste der Thyristoren werden durch den Trägerstauereffekt verursacht und durch

$$P_{rr} = 0,5 \cdot Q_{rr} \cdot U_R \cdot f \quad (2-4)$$

näherungsweise bestimmt. In Tabelle 2-3 sind die mittleren Ausschaltverluste P_{rr} pro Thyristor für eine Schaltfrequenz von $f = 200$ Hz, eine maximale Sperrverzugsladung von Q_{rr} und eine Kommutierungsspannung von U_R berechnet und dargestellt. In der Verlustberechnung spielen die Ausschaltverluste der Thyristoren eine untergeordnete Rolle. Aufgrund der geringeren Strombelastung durch eine Parallelschaltung werden die Verluste pro Thyristor um 60 % verringert. Trotz der doppelten Anzahl an Bauelementen können die Gesamtverluste des Thyristorgleichrichters im Deckenbetrieb 2 um bis zu 15 % reduziert werden. Die Verlustberechnung bildet die Grundlage für die thermische Berechnung im folgenden Kapitel.

Tabelle 2-2: Übersicht über Thyristorströme und mittlere Durchlassverluste

	2 parallele Thyristoren pro Zweig			1 Thyristor pro Zweig		
	$I_{T,avg}$	$I_{T,rms}$	P_T	$I_{T,avg}$	$I_{T,rms}$	P_T
Bemessungspunkt ⁽¹⁾	236 A	398 A	243 W	472 A	796 A	572 W
Deckenbetrieb 1 ⁽²⁾	330 A	557 A	365 W	660 A	1114 A	897 W
Deckenbetrieb 2 ⁽³⁾	471 A	796 A	572 W	943 A	1592 A	1486 W

Tabelle 2-3: Übersicht über Sperrverzugsladung Q_{rr} , Kommutierungsspannung U_R und Ausschaltverluste P_{rr}

	2 parallele Thyristoren pro Zweig			1 Thyristor pro Zweig		
	Q_{rr}	U_R	P_{rr}	Q_{rr}	U_R	P_{rr}
Bemessungspunkt ⁽¹⁾	1600 μ As	400 V	64 W	1700 μ As	400 V	68 W
Deckenbetrieb 1 ⁽²⁾	1650 μ As	560 V	92 W	1800 μ As	560 V	101 W
Deckenbetrieb 2 ⁽³⁾	1700 μ As	800 V	136 W	2000 μ As	800 V	160 W

Tabelle 2-4: Zusammenfassung der Gesamtverluste

	2 parallele Thyristoren	1 Thyristor pro Zweig	$(P_{ges,2} - P_{ges,1})/P_{ges,2}$
	$P_{ges,1} = 12 \cdot (P_T + P_{rr})$	$P_{ges,2} = 6 \cdot (P_T + P_{rr})$	
Bemessungspunkt ⁽¹⁾	3684 W	3840 W	4,06 %
Deckenbetrieb 1 ⁽²⁾	5484 W	5988 W	8,42 %
Deckenbetrieb 2 ⁽³⁾	8496 W	9876 W	13,97 %

⁽¹⁾ Feldstrom von $I_F = 1400$ A im Bemessungspunkt

⁽²⁾ Feldstrom von $I_F = 1960$ A bei Deckenbetrieb 1

⁽³⁾ Feldstrom von $I_F = 2800$ A bei Deckenbetrieb 2

2.1.3.2 Thermische Berechnung

Ausgehend von einer maximalen Gehäusetemperatur $T_{C,max} = 100 \text{ °C}$ wird über den Wärmeübergangswiderstand des Press-Pack-Thyristors die sich einstellende Sperrschichttemperatur T_J mit

$$T_J = T_{C,max} + R_{th,J-C} \cdot (P_T + P_{rr}) \quad (2-5)$$

berechnet. Für den doppelseitig gekühlten Thyristor T940N ist der Wärmeübergangswiderstand laut Datenblatt $R_{th,J-C} = 0,028 \text{ K/W}$. Nach Datenblattangaben darf die Sperrschichttemperatur des Thyristors den Wert von $T_J = 125 \text{ °C}$ für alle drei Arbeitspunkte nicht überschreiten. Dies bedeutet eine kritische Temperaturdifferenz von $\Delta T_{J-C} = 25 \text{ K}$ zwischen Sperrschicht und Gehäuse der Thyristoren.

Tabelle 2-5: Zusammenfassung der Sperrschichttemperaturen für T940N-Thyristor

	2 parallele Thyristoren pro Zweig			1 Thyristor pro Zweig		
	P_T	P_{rr}	T_J	P_T	P_{rr}	T_J
Bemessungspunkt ⁽¹⁾	243 W	64 W	109 °C	572 W	68 W	118 °C
Deckenbetrieb 1 ⁽²⁾	365 W	92 W	113 °C	897 W	101 W	128 °C
Deckenbetrieb 2 ⁽³⁾	572 W	136 W	120 °C	1486 W	160 W	146 °C

In Tabelle 2-5 ist die Sperrschichttemperatur des Thyristors T940N für alle Arbeitspunkte der Generatorfeldwicklung zusammengefasst. Durch den Einsatz eines Gleichrichters mit parallelgeschalteten Thyristoren können die Strombelastung und damit die Verluste der Leistungshalbleiter soweit gesenkt werden, dass der Grenzwert der Sperrschichttemperatur eingehalten wird. Im Gegensatz dazu werden die Thyristoren bei einfacher Bestückung in den Gleichrichterzweigen so stark belastet, dass für Generatorfeldströme bei Deckenbetrieb 1 und 2 die Gehäusetemperatur den Grenzwert von $T_J = 125 \text{ °C}$ überschreitet. Darum müssen Thyristoren mit einer größeren Stromtragfähigkeit, wie der T1500N, eingesetzt werden. Wie in Abbildung 2-1 dargestellt, nimmt jedoch die Masse des Thyristors auf $m = 600 \text{ g}$ stark zu, was zu einem geringeren Strom-Masse-Verhältnisses von $2,5 \text{ A/g}$ führt. Die Gesamtmasse des Gleichrichters mit 6 Thyristoren ist mit $3,6 \text{ kg}$ deutlich höher als die Masse des Gleichrichters mit 12 Thyristoren von $2,04 \text{ kg}$. Darum wird der Einsatz eines Thyristorgleichrichters mit zwei parallelgeschalteten Thyristoren empfohlen und in den weiteren Berechnungen angesetzt. Berechnungen zur gleichmäßigen Aufteilung der Phasenströme auf die parallelgeschalteten Thyristoren sind in AP2-3 aufgeführt.

⁽¹⁾ Feldstrom von $I_F = 1400 \text{ A}$ im Bemessungspunkt

⁽²⁾ Feldstrom von $I_F = 1960 \text{ A}$ bei Deckenbetrieb 1

⁽³⁾ Feldstrom von $I_F = 2800 \text{ A}$ bei Deckenbetrieb 2

2.1.4 Untersuchung definierter Betriebs- und Fehlerfälle (AP2-4)

Die Außenpolmaschine der Haupterregemaschine ist statorseitig mit acht Außenpolspulen versehen, die in Reihe geschaltet sind und durch ein Thyristor-Stellglied versorgt werden. Somit ist die Polpaarzahl $p = 4$. Die Läuferwicklungen sind in 24 Nuten des Rotors eingelassen. Dabei handelt es sich um Zweischichtwicklungen. Somit ergibt sich eine Lochzahl von $q = 1$. Jede Strangwicklung im Rotor der Erregemaschine setzt sich aus acht Spulen zusammen. Für eine hinreichende Spannungsfestigkeit sind jeweils vier Spulen zu einer Spulengruppe pro Phase zusammengefasst und die beiden Spulengruppen in Reihe geschaltet ($N_R = 4$ und $N_p = 2$). Aus dieser Vorbetrachtung ergeben sich zwei Möglichkeiten für die Gestaltung des Rotors der Außenpolmaschine:

1. Die zwei Spulengruppen pro Phase werden im Rotor der Außenpolmaschine parallel geschaltet. Der Gleichrichter wird über drei Klemmen an die Läuferwicklungen angeschlossen. Diese Bauform ist im Vergleich zur derzeitigen bürstenlosen Erregung mit Diodengleichrichter unverändert und wird deshalb im weiteren Bericht als nicht geteilte Erregemaschine bezeichnet.
2. Die sechs Spulengruppen der Außenpolmaschine werden an einem Ende zu einem Sternpunkt verschaltet und am anderen Ende über sechs Klemmen mit dem Gleichrichter verbunden. Aufgrund der Verdopplung der Klemmanschlüsse halbiert sich der Strom in den einzelnen Zweigen des Gleichrichters. Im weiteren Bericht wird diese Bauform als geteilte Erregemaschine bezeichnet.

Variante 1 entspricht der standardmäßigen Gestaltung der Erregemaschine und wurde in den bisherigen Betrachtungen berücksichtigt. Die geteilte Erregemaschine (Variante 2) stellt eine Alternative dar und soll in Abschnitt 2.1.4.1 mit Variante 1 verglichen werden. Eine Zusammenfassung des Variantenvergleichs und eine Empfehlung zur Variantenwahl erfolgt in AP2-6.

2.1.4.1 Parallelschaltung von Thyristoren

In AP2-2 konnte gezeigt werden, dass die Parallelschaltung von Thyristoren sinnvoll ist, um das Verhältnis aus Thyristorstrom und Thyristormasse zu maximieren. Werden mehrere Thyristoren im Gleichrichterzweig parallel geschaltet, muss eine gleichmäßige Stromaufteilung sichergestellt werden. Ursachen für eine Abweichung von der idealen Stromaufteilung sind in erster Linie unterschiedliche Bahnwiderstände der parallelen Thyristoren. Durch eine Vorauswahl von Thyristoren mit ähnlichen statischen Kennlinien kann dieser Ursache entgegengewirkt werden. Weitere Ursache für unterschiedliche Bahnwiderstände ist die konstruktive Anbindung der parallelen Zweige. Die Untersuchungen basieren auf der statischen Kennlinie des Thyristors T940N. Die daraus abgeleiteten Bahnwiderstände der parallelgeschalteten Thyristoren sind in Tabelle 2-6 zusammengefasst. Die Werte der Schleusenspannung und des Ersatzwiderstandes entsprechen einer Streuung von $\pm 10\%$ von den Datenblattangaben.

Tabelle 2-6: Angenommene Bahnwiderstände der Thyristoren T940N

	Datenblattangabe	Thyristor TU1h	Thyristor TU2h
Schleusenspannung	$U_{T0} = 0,85 \text{ V}$	$U_{T0} = 0,765 \text{ V}$	$U_{T0} = 0,935 \text{ V}$
Ersatzwiderstand	$r_T = 0,27 \text{ m}\Omega$	$r_T = 0,243 \text{ m}\Omega$	$r_T = 0,297 \text{ m}\Omega$

Wie in Abbildung 2-2 zu erkennen ist, teilt sich der Zweigstrom bei einer angenommenen Streuung der statischen Kennlinie von $\pm 10\%$ ungleichmäßig auf die parallelen Thyristoren auf. Die Differenz zwischen beiden parallel geschalteten Thyristoren beträgt 76% . Die Stromdifferenz zwischen den parallelen Thyristoren nimmt mit der Streuung der statischen Kennlinie zu. Zusätzlich führen eine Streuung des Zündverzugs und die induzierten Spannungen durch den konstruktiven Aufbau zu einer ungleichmäßigen Stromaufteilung. Übliche Maßnahmen zur Symmetrierung der Zweigströme sind die zusätzliche Reihenschaltung von Widerständen mit den Einzelzweigen der parallel geschalteten Thyristoren (z.B. Sicherungen) und der Einsatz von Vorschalt-drosseln. Diese Elemente führen jedoch zu einer Zunahme der rotierenden Masse und verschlechtern den Vorteil des Thyristors T940N gegenüber dem Typ T1500N hinsichtlich des Strom-Masse-Verhältnisses in Abbildung 2-1. Darum soll auf Vorschalt-drosseln und Widerstände verzichtet werden.

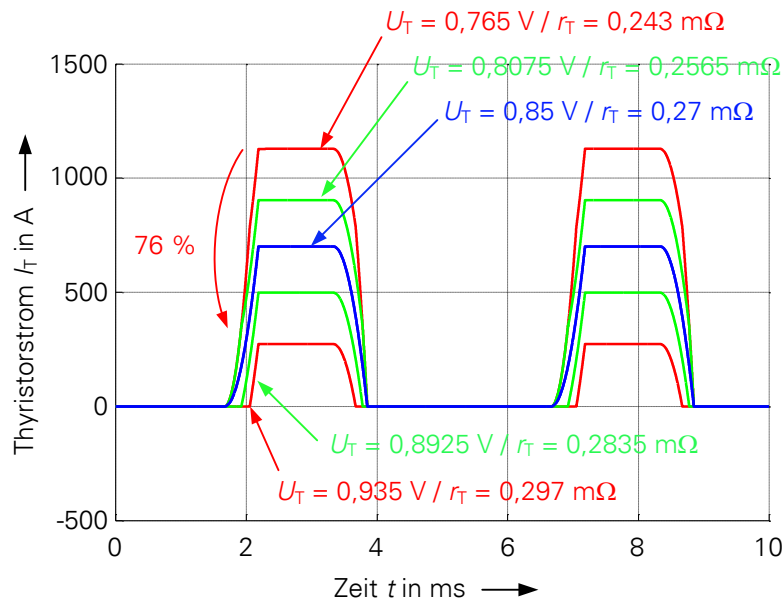


Abbildung 2-2: Stromaufteilung bei parallel geschalteten Thyristoren

Wie bereits zu Beginn des Abschnitts beschrieben, wird der Thyristorgleichrichter bei einer Erregermaschine nach Variante 2 durch die sechs Spulengruppen der Außenpolmaschine gespeist. Dabei liegen die Drehspannungssysteme U_{A1} und U_{A2} zueinander in Phase. Das sechsphasige Erregersystem ist in Abbildung 2-3 dargestellt. Die Ankerinduktivitäten der geteilten Erregermaschine können zur Symmetrierung der Zweigströme genutzt werden. Das Ziel besteht darin, auf Vorschalt-drosseln und Reihenwiderständen zu verzichten, um auf zusätzliche rotierende Massen im Trägersystem des Gleichrichters zu verzichten.

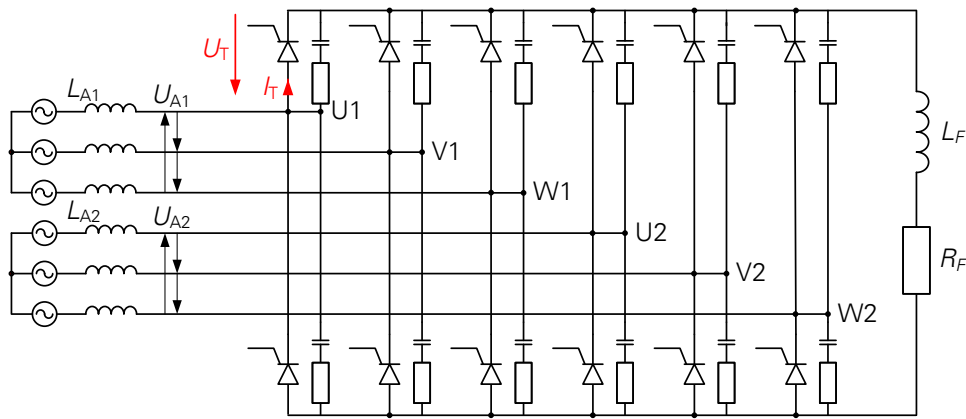


Abbildung 2-3: Sechsheisiger Thyristorgleichrichter

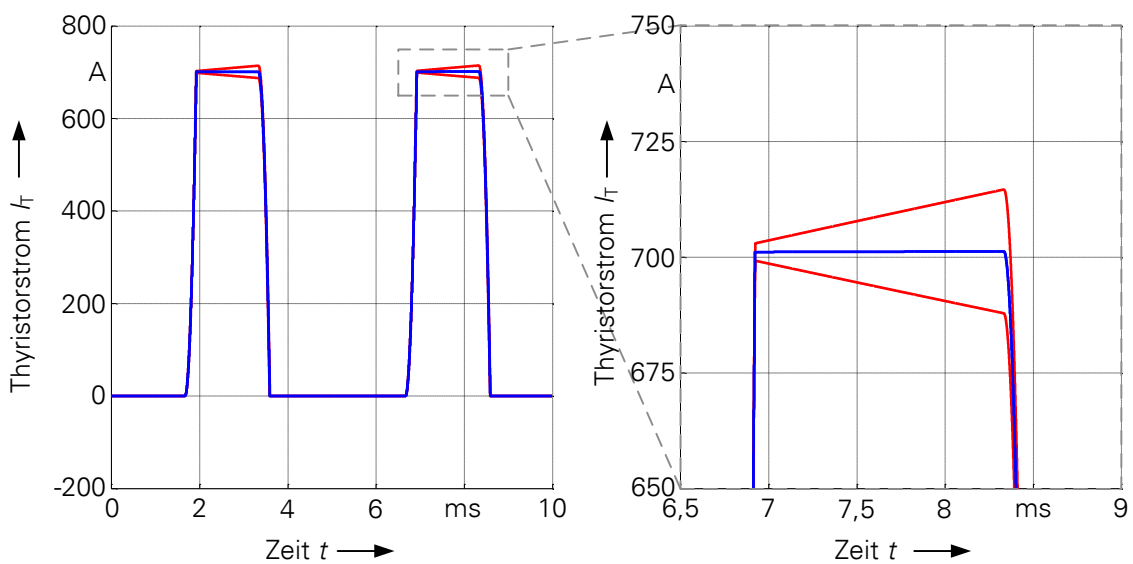


Abbildung 2-4: Stromaufteilung auf die Einzelzweige der parallel geschalteten Thyristoren mit unterschiedlichen Bahnwiderstanden

In Abbildung 2-4 ist die Stromaufteilung auf die Thyristoren TU1h und TU2h der Phasen U1 und U2 dargestellt. Die angenommenen Bahnwiderstände der Thyristoren TU1h und TU2h sind in Tabelle 2-6 zusammengefasst und basieren auf der statischen Kennlinie des Thyristors T940N. Die Werte der Schliessenspannung und des Ersatzwiderstandes entsprechen einer Streuung von $\pm 10\%$ gegenüber den Datenblattangaben. Wie in Abbildung 2-4 zu erkennen ist, vergrößert sich die Stromdifferenz zwischen den parallelen Zweigen während der Leitdauer der Thyristoren. Am Ende der Leitdauer beträgt die Stromdifferenz der Thyristoren TU1h und TU2h ungefähr 3% trotz der angenommenen Streuung der Durchlasskennlinie von $\pm 10\%$. Der Verzicht auf Vorschalt-drosseln und Reihenwiderstanden ist somit möglich.

2.1.4.2 Fehlerverhalten des Thyristorgleichrichters

Durch die Parallelschaltung von Thyristoren wird der rotierende aktive Gleichrichter redundant gestaltet. Dadurch besteht die Möglichkeit, auftretende Fehler im Gleichrichter zu kompensieren. Dabei sollen die folgenden Fehlerarten näher untersucht werden:

- a) Leerlauf eines Zweigs durch Ansteuerausfall und
- b) Kurzschluss eines Zweigs beim Durchlegieren eines Leistungshalbleiters.

Das Fehlerverhalten des 6-phasigen Thyristorgleichrichters wird mit dem Fehlerverhalten eines 3-phasigen Gleichrichters mit einer Einzelbestückung im Zweig verglichen.

a) Leerlauf eines Zweigs durch Ansteuerausfall

Im Vergleich zum Diodengleichrichter müssen die Thyristoren durch Gate-Treiber angesteuert werden. Der Ausfall eines Gate-Treibers führt zum Leerlauf des Gleichrichterzweigs und kann durch den Bruch von Leiterbahnen, einer fehlerhaften Kontaktierung oder dem Ausfall eines elektronischen Bauelements auf der Treiberplatine hervorgerufen werden. Aus diesem Grund wird das Verhalten der Haupterregung im Leerlauf Fehlerfall näher untersucht. In Abbildung 2-5 ist das Fehlerverhalten eines 3-phasigen Thyristorgleichrichters mit Einzelbestückung pro Phase dargestellt. Dabei wird angenommen, dass die Ansteuerung eines Thyristors der Phase U zum Zeitpunkt $t = 5 \text{ ms}$ ausfällt. Dadurch sinkt die mittlere Feldspannung von $U_{FN} = 400 \text{ V}$ um ca. 30 % auf einen Wert von $U_F = 280 \text{ V}$. Trotzdem kann die Feldwicklung weiterhin versorgt werden. Die geringere mittlere Feldspannung kann durch die Erregermaschine kompensiert werden, indem sie in den Deckenbetrieb gefahren wird. Ein sicherer Betrieb der Haupterregung kann weiterhin gewährleistet werden. Jedoch wird die Erregermaschine durch einen unsymmetrischen Strom belastet, sodass zum einen das Drehmoment einen Oberschwingungsanteil von ca. 60 % aufweist und zum anderen die Verluste in der Erregermaschine steigen.

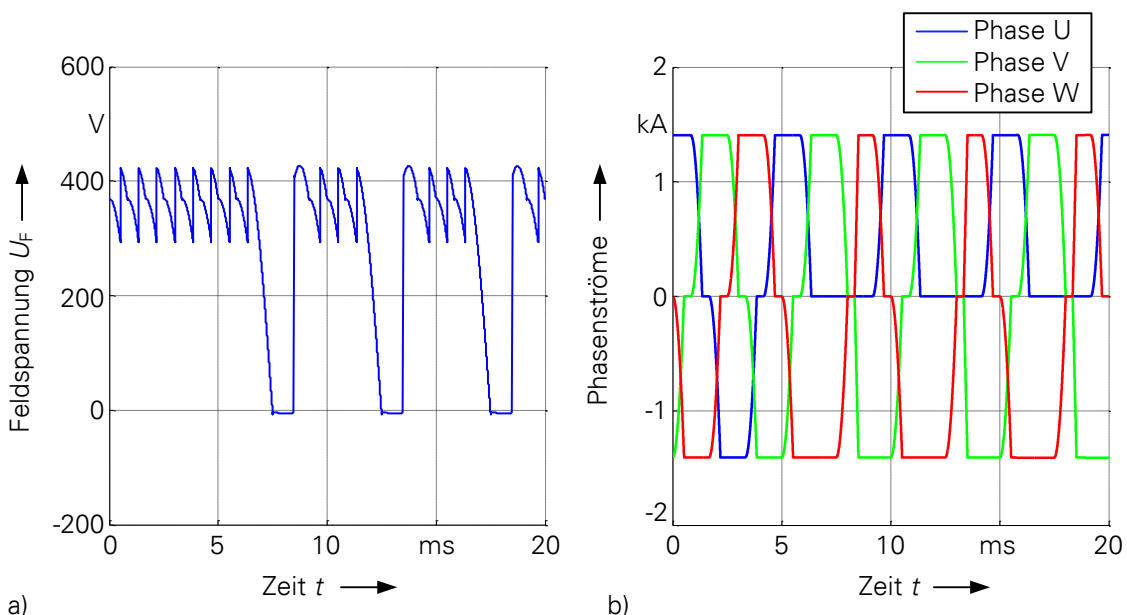


Abbildung 2-5: Gate-Treiber ausfall eines Thyristors bei Gleichrichter mit Einzelbestückung. a) Feldspannung U_f , b) Ankerströme I_A

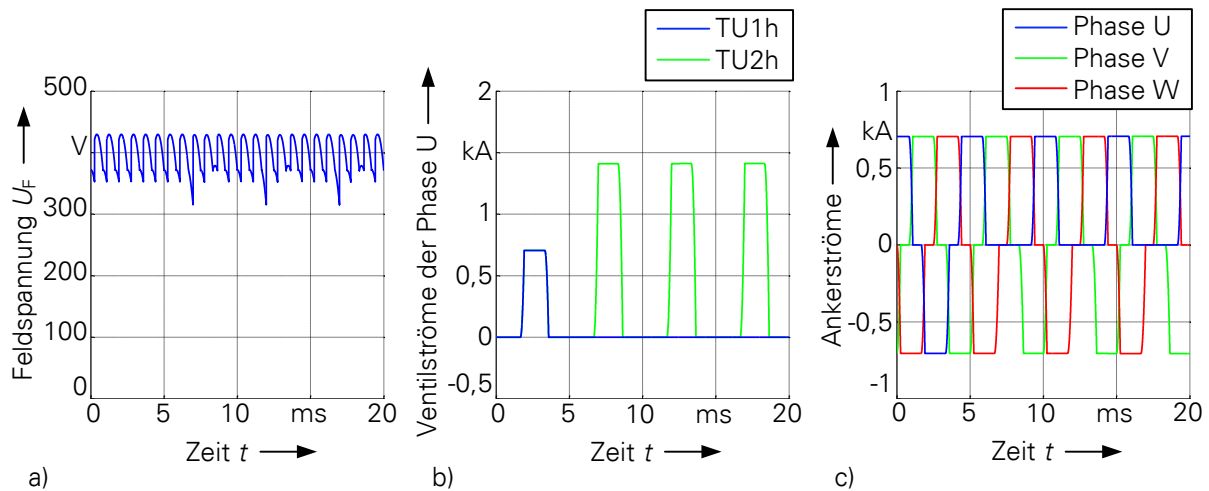


Abbildung 2-6: Gate-Treiber ausfall eines Thyristors bei Gleichrichter mit Parallelbestückung.
 a) Feldspannung U_F , b) Ventilströme der Phase U, c) Ankerströme I_A

In Abbildung 2-6 ist das Fehlerverhalten eines Gleichrichters mit zwei parallel geschalteten Thyristoren pro Gleichrichterzweig (vgl. Abbildung 2-3) dargestellt. Ein Ansteuer ausfall des Thyristors TU1h kann vollständig durch den Thyristor TU2h kompensiert werden. Dadurch kann ein Absinken der Feldspannung verhindert werden und eine vollständige Funktionsfähigkeit des RAG bleibt auch im Fehlerfall aufrecht erhalten. Durch den Ausfall des Thyristors TU1h muss der parallele Thyristor TU2h den doppelten Strom führen. Wie in AP2-3 gezeigt werden konnte, sind die Thyristoren für den Deckenbetrieb 2 ausgelegt worden. Der doppelte Bemessungsstrom der Generatorfeldwicklung kann durch die Thyristoren im RAG dauerhaft geführt werden, ohne dass ihre Sperrschichttemperatur den kritischen Wert von $T_J = 125\text{ °C}$ überschreiten.

b) Kurzschluss eines Zweigs beim Durchlegieren eines Leistungshalbleiters

Als zweiter möglicher Fehlerfall können die Thyristoren des Thyristorgleichrichters durchlegieren und damit den Kurzschluss eines Zweigs verursachen. Den folgenden Betrachtungen liegt ein Thyristorstellglied mit Einzelbestückung pro Zweig und eine 3-phasige Erregermaschine entsprechend Abbildung 2-7 zugrunde. Dabei legt der Thyristor zwischen der Phase U und dem positiven Potential auf der Gleichspannungsseite durch. Durch das Zünden eines Thyristors zwischen Phase V oder Phase W und dem positiven Potenzial der Gleichspannungsseite wird die Erregermaschine einphasig kurzgeschlossen.

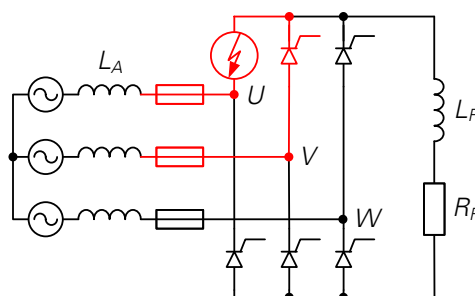


Abbildung 2-7: Fehlerfall eines Gleichrichters mit Thyristor-Einzelbestückung

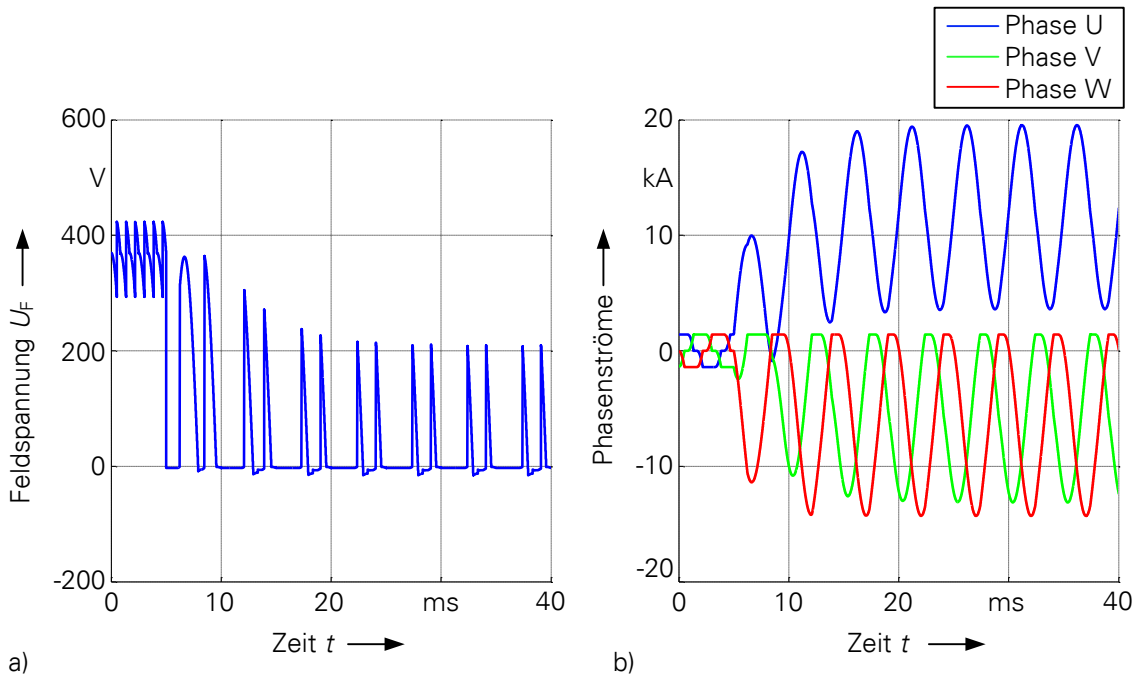


Abbildung 2-8: Verhalten des Erregersystems bei Durchlegieren eines Thyristors.
a) Feldspannung U_F , b) Ankerströme der Erregermaschine I_A

In Abbildung 2-8 (rechts) sind die Verläufe der Ankerströme der Erregermaschine dargestellt. Durch den einphasigen Kurzschluss werden Kurzschlussströme mit Amplituden von bis zu 20 kA durch den Gleichrichter getrieben, wodurch die Thyristoren nicht mehr abgeschaltet werden können. Wie in Abbildung 2-8 (links) dargestellt ist, ist die Versorgung der Generatorfeldwicklung im Kurzschlussfehlerfall nicht mehr aufrecht zu erhalten. Zum Schutz der Erregermaschine ist der Einbau von Sicherungen in die Zuleitung des Gleichrichters erforderlich, die im Kurzschlussfehlerfall schnell auslösen und den Thyristorgleichrichter von der Erregermaschine trennen. Die Versorgung der Feldwicklung ist damit unterbrochen und die Feldwicklung muss sich über den Thyristorgleichrichter freilaufen. Ein Gleichrichter mit zwei parallel geschalteten Thyristoren pro Zweig kann den Kurzschlussfehlerfall nicht kompensieren, so dass auch hier ein Schutz nur durch Sicherungen gewährleistet werden kann.

2.1.5 Grundsatzentscheidung (AP2-6)

In Tabelle 2-7 sind die erzielten Ergebnisse aus AP 2-4 zu allen untersuchten Schaltungsvarianten zusammengefasst. Auf Grund der folgenden fünf Punkte wird ein 3-phasiger Gleichrichter mit 12 Thyristoren in Kombination mit einer nicht geteilten Erregermaschine favorisiert:

1. Es ist der Einsatz von sehr leichten Thyristoren mit einer Masse von 170 g ist möglich. Dadurch beläuft sich die Gesamtmasse der aktiven Gleichrichterbauelemente auf 2,04 kg. Das ist eine Massenreduktion um 40 % im Vergleich zum Gleichrichter mit sechs Thyristoren und einer Masse von 3,6 kg.

2. Die konstruktive Änderung von einer 3-phasigen auf eine 6-phasige Erregermaschine ist nicht notwendig. Dies stellt eine Kosteneinsparung dar.
3. Für eine gleichmäßige Stromaufteilung müssen die parallelzuschaltenden Thyristoren so vorselektiert werden, dass sie gleiche statische Kennlinien aufweisen. Dadurch kann auf den Einsatz von Vorschalt-drosseln oder zusätzlicher Reihenwiderstände verzichtet werden.
4. Der Schutz gegen einen Ansteuerausfall ist möglich. Die Versorgungsspannung der Generatorfeldwicklung kann in vollem Umfang aufrechterhalten werden. Für die größere Strombelastung bei Deckenbetrieb 2 mit $I_F = 2800 \text{ A}$ sind die Ventile ausgelegt, so dass die Thyristoren thermisch nicht überlastet werden.
5. Zum Schutz der Erregung beim Durchlegieren eines Leistungshalbleiters müssen die Zuleitungen zwischen Gleichrichter und Erregermaschine mit Sicherungen versehen werden. Dies ist bei allen untersuchten Varianten der Haupterregung notwendig.

Sollte eine Symmetrierung der Ströme auf die parallelgeschalteten Thyristoren durch eine Vorselektion entsprechend Punkt 3 nicht gelingen, besteht die Möglichkeit einer konstruktiven Änderung der Erregermaschine. Die dann geteilte 6-phasige Erregermaschine wird für die gleichmäßige Stromaufteilung auf die parallelen Gleichrichterzweige genutzt. Eine Vorselektion der Thyristoren ist dann nicht mehr erforderlich.

Tabelle 2-7: Übersicht der untersuchten Varianten der Haupterregung

	Geteilte Erregermaschine	Nicht geteilte Erregermaschine
1 Thyristor pro Zweig		<ul style="list-style-type: none"> + Einfacher Aufbau der leistungselektronischen Baugruppe - Keine Redundanz - Kein Schutz gegen Ansteuerausfall - Kein Schutz gegen Durchlegieren - Sicherungen notwendig
2 parallele Thyristoren	<ul style="list-style-type: none"> + Gleichmäßige Stromaufteilung ohne Vorselektion der Thyristoren + Einsatz kleiner und leichter Thyristoren + Schutz gegen Ansteuerausfall - Konstruktive Änderung der Erregermaschine notwendig - Kein Schutz gegen Durchlegieren - Sicherungen notwendig 	<ul style="list-style-type: none"> + Keine konstruktive Änderung der Erregermaschine notwendig + Einsatz kleiner und leichter Thyristoren + Schutz gegen Ansteuerausfall - Auswahl der Thyristoren anhand der statischen Kennlinie zur Vermeidung einer ungleichmäßigen Stromaufteilung - Kein Schutz gegen Durchlegieren - Sicherungen notwendig

2.1.6 Konzept und Bau Gate-Treiber und Ansterelektronik (AP3-1)

Der rotierende Thyristorgleichrichter wurde an einem Teststand des Elektrotechnischen Instituts einer elektrischen Prüfung unterzogen. Der konzeptionelle Aufbau des Prüflings ist in Abbildung 2-9 dargestellt. An jeder Phase der Erregermaschine sind vier Thyristoren im Brücken-zweig verbaut, sodass immer zwei Thyristoren parallel operieren. Die Thyristoren werden jeweils durch einen Gate-Treiber aus Abbildung 2-11 gezündet. Die Einschaltsignale der Thyristoren werden durch die Steuerungselektronik (siehe Abbildung 2-10) auf Basis der gemessenen Ankerspannungen zwischen Phase und Sternpunkt des Synchrongenerators und dem gemessenen Feldstrom generiert. Als Referenzspannung dient der Ansterelektronik der Sternpunkt der Erregermaschine. Somit muss die Messung der Feldspannung potenzialgetrennt erfolgen. Die Kommunikationsschnittstelle zwischen der übergeordneten Generatorsteuerung und mitrotierenden Steuerelektronik stellt eine kontaktlose Übertragungseinheit der Firma MESA dar. Sie dient gleichzeitig als kontaktlose 24-V-Energieversorgung.

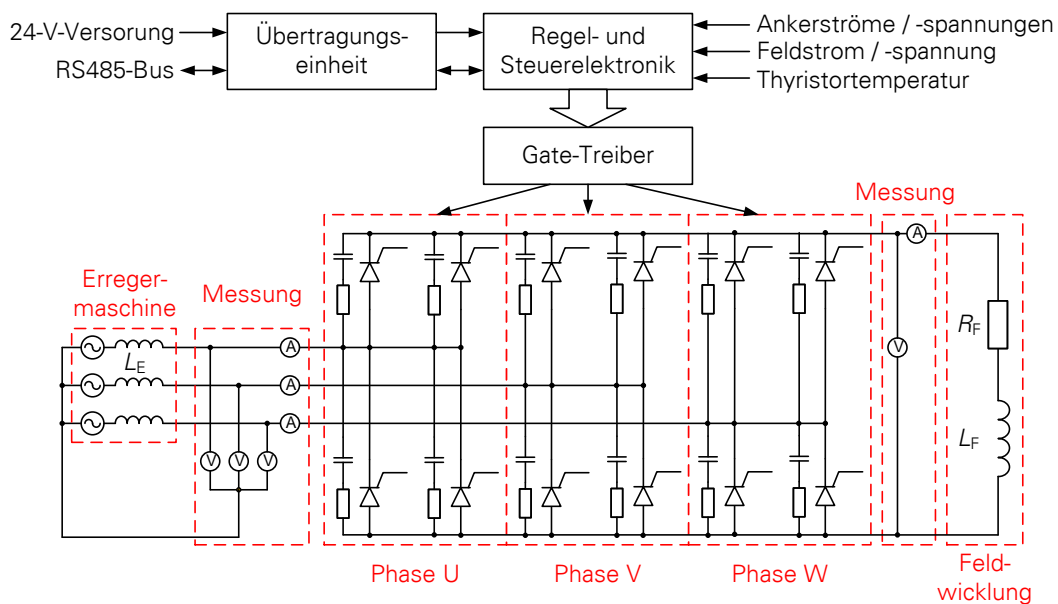


Abbildung 2-9: Rotierenden Aktiven Gleichrichter

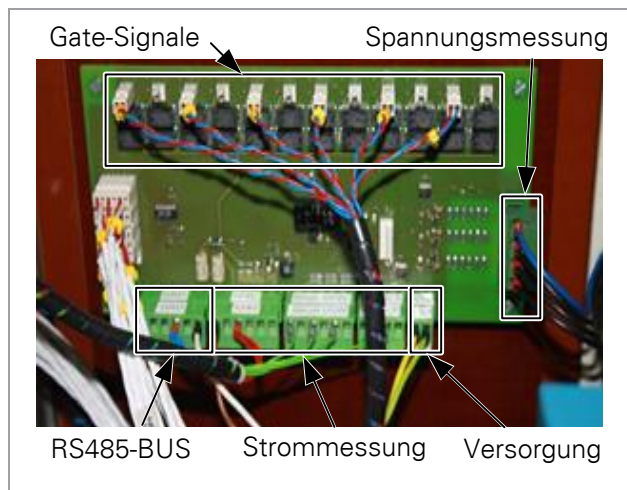


Abbildung 2-10: Regel- und Steuerungsplatine

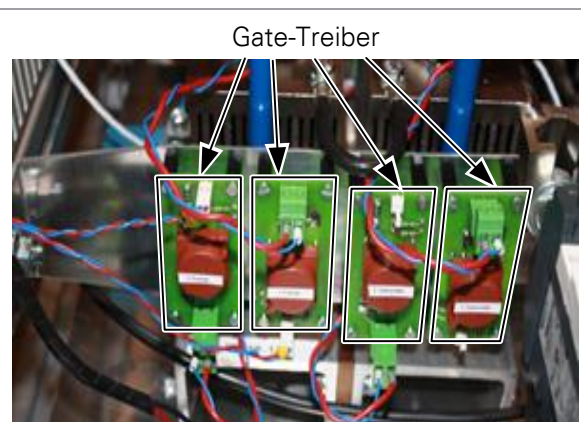


Abbildung 2-11: Gate-Treiber einer Phase

2.1.7 Schutzbeschaltung (AP3-2)

Beim Ausschalten des Thyristors fließt in Folge des Trägerstaueffekts kurzzeitig ein Sperrverzugsstrom in Rückwärtsrichtung. Nach Erreichen der Rückstromspitze verursacht der abklingende Sperrverzugsstrom an den Induktivitäten des Hauptstromkreises eine Spannungsspitze. In Abbildung 2-12 ist rot der zeitliche Verlauf der Sperrspannung und des Durchlassstroms des Thyristors T940N für einen Ausschaltvorgang ohne Schutzbeschaltung dargestellt. Beim Ausschaltvorgang treten eine Rückstromspitze von $I_{RM} = 135 \text{ A}$, eine Sperrverzugszeit von $t_{rr} = 25 \mu\text{s}$ und eine Spannungsspitze von 800 V auf.

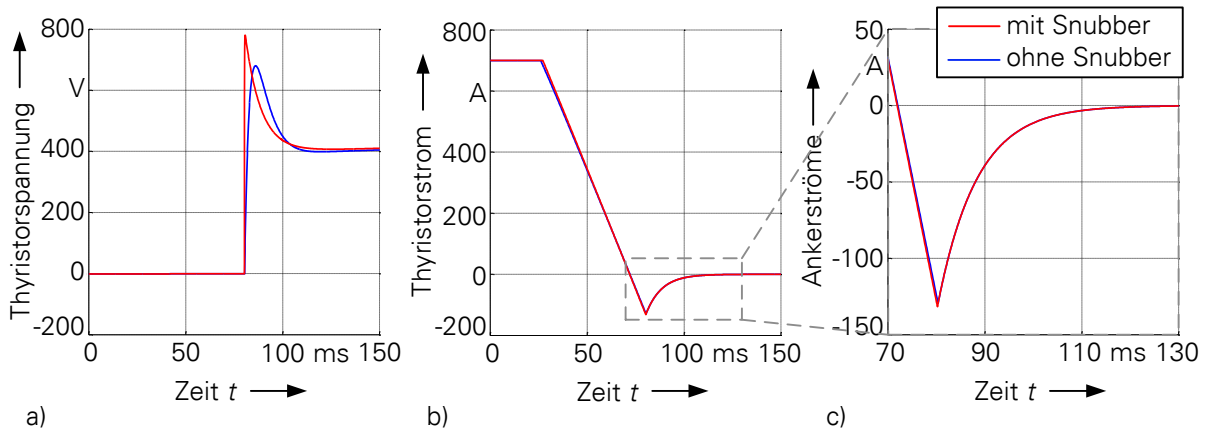


Abbildung 2-12: Einfluss der Schutzbeschaltung auf das Thyristorschaltverhalten.
a) Sperrspannung, b) Durchlassstrom, c) Sperrverzugsstromspitze

Eine Einzelbeschaltung der Ventile ist erforderlich, um die Thyristoren gegen unzulässig hohe Spitzenwerte der Überspannungen und Spannungsanstiege zu schützen. Der kritische Spannungsanstieg des Thyristors T940N beträgt laut Datenblatt $1000 \text{ V}/\mu\text{s}$. Bei einer unzulässig großen dU/dt -Beanspruchung können die Thyristoren ungewollt zünden. Die Richtlinien für die Bemessung der Einzelbeschaltung gelten unter der Voraussetzung, dass die Beschaltung nur vor den durch den Trägerstaueffekt hervorgerufenen Überspannungen schützen soll.

Unter der Annahme, dass die Hälfte der von der Sperrverzugsladung Q_{rr} repräsentierten Energie in Form einer Überspannung an die Schaltung abgegeben wird, werden die Parameter für die Kapazität C_S und den Dämpfungswiderstand R_S entsprechend

$$C_S = \frac{Q_{rr}}{\sqrt{2} \cdot U_R} \quad \text{und} \quad (2-6)$$

$$R_S = \sqrt{\frac{2L_K}{C_S}} \quad (2-7)$$

berechnet. Einflussgrößen sind die Sperrverzugsladung Q_{rr} , der Effektivwert der Anschlussspannung U_R und die Induktivität im Kommutierungskreis L_K . Die Schutzbeschaltung wird für den Deckenbetrieb 2 mit einem Generatorfeldstrom von $I_f = 2800 \text{ A}$ ausgelegt. Eine Sperrverzugsladung von $Q_{rr} = 1700 \mu\text{As}$ und eine Anschlussspannung von $U_R = 600 \text{ V}$ führen nach (2-6) zu einer Kapazität von $C_S = 2 \mu\text{F}$. Ein Snubber-Widerstand von $R_S = 5 \Omega$ berechnet sich nach Gleichung (2-7) für Kommutierungsinduktivität der Erregermaschine von $L_K = 25 \mu\text{H}$.

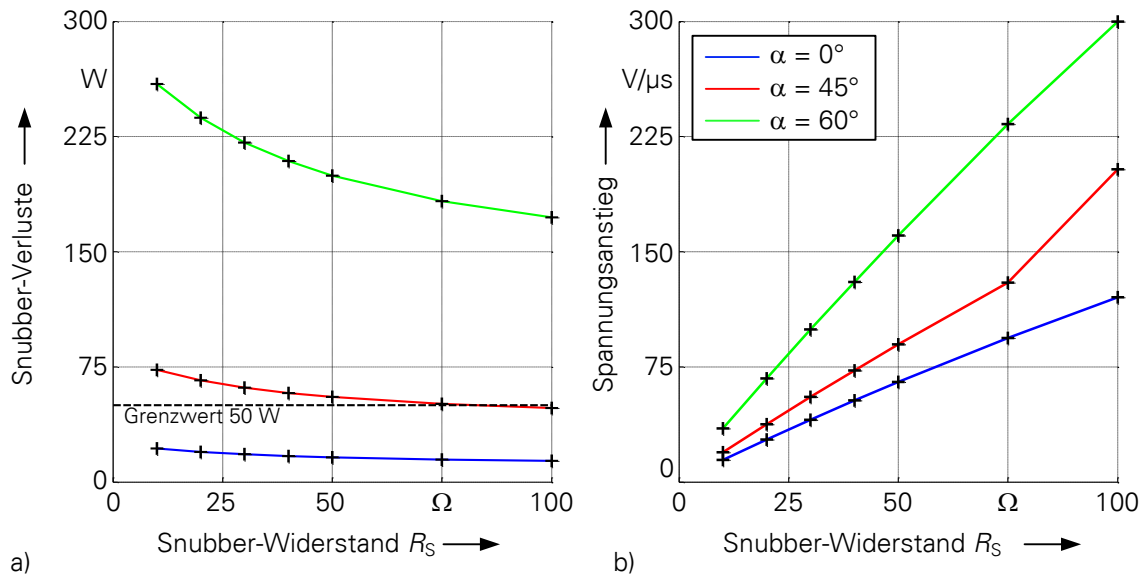


Abbildung 2-13: Verhalten der Schutzbeschaltung mit $C_S = 500$ nF und verschiedenen R_S für Bemessungsfeldgrößen von $I_F = 1400$ A und $U_F = 400$ V
a) Snubber-Verluste, b) Spannungsanstieg dU/dt

Aufgrund des Einsatzes eines 6-phasigen Gleichrichters und des begrenzten Bauraumes in der Erregermaschine wird die Kapazität auf $C_S = 500$ nF begrenzt. Darüber hinaus wurde durch das Siemens Generatorenwerk Erfurt die Forderung gestellt, dass die über dem Snubber-Widerstand umgesetzte mittlere Leistung den Wert von $P_S = 50$ W während des Betriebs der Erregermaschine im Bemessungspunkt nicht überschreitet. Unter Umständen muss der Widerstandswert etwas größer gewählt werden, als sich aus obiger Gleichung ergibt, um die geforderten Grenzwerte einzuhalten. Die Dämpfung der Überspannungen ist dann etwas ungünstiger.

In Abbildung 2-13 sind die Verluste der Einzelschutzbeschaltung und die Spannungsanstiege über den Thyristoren für eine Snubber-Kapazität von $C_S = 500$ nF und einem variablen Snubber-Widerstand zwischen $R_S = (10 \dots 100)$ Ω für drei verschiedene Zündverzögerungswinkel dargestellt. Dabei wurden für alle drei Fälle die Bemessungswerte der Feldwicklung von $I_{FN} = 1400$ A und $U_{FN} = 400$ V angenommen. Jedoch unterscheiden sich die drei Fälle hinsichtlich des Effektivwerts der verketteten Spannungen auf der Wechselspannungsseite des Thyristorgleichrichters. Entsprechend Abbildung 2-14 b) wurden die Ankerspannungen der Erregermaschine für Nennbetrieb, Deckenbetrieb 1 und Deckenbetrieb 2 gewählt. Bei der Wahl der Spannung wurden kommutierungsbedingte Spannungseinbrüche berücksichtigt. In Tabelle 2-8 sind die verketteten Ankerspannungen der Erregermaschine für die drei Betriebsfälle bei einer Kommutierungsinduktivität der Erregermaschine von $L_K = 25$ μH zusammengefasst. Der Einfluss der Kommutierung auf die Feldspannung ist in Abschnitt 2.1.10 näher beschrieben.

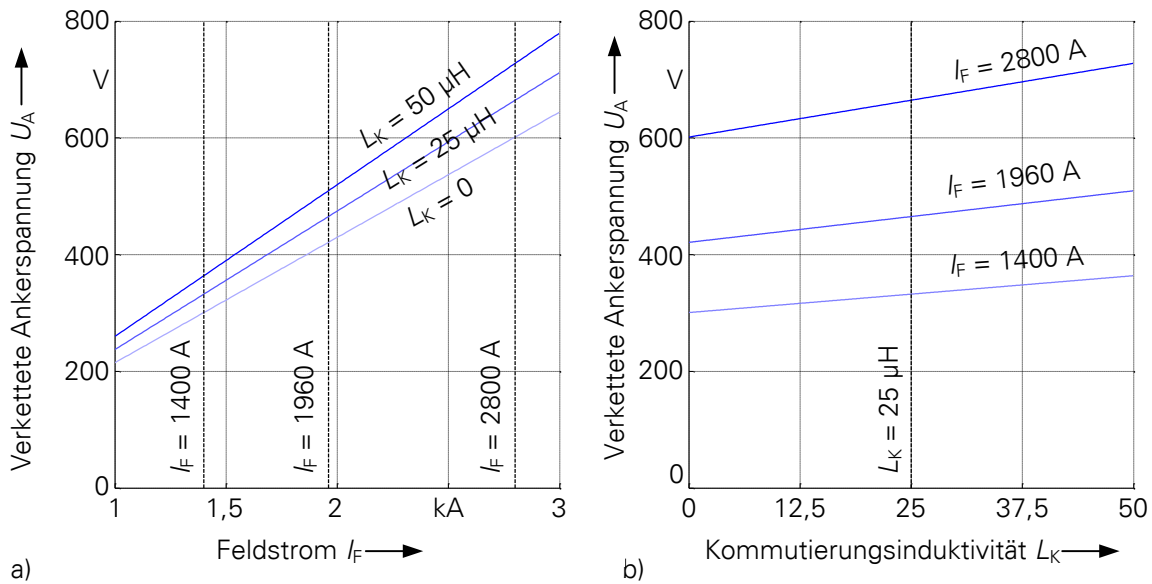


Abbildung 2-14: Erforderliche Ankerspannung der Erregermaschine U_A zur Kompensation kommutierungsbedingter Einbrüche in der Feldspannung U_F
 a) Ankerspannung in Abhängigkeit vom Feldstrom
 b) Ankerspannung in Abhängigkeit von der Kommutierungsinduktivität

Die Zündverzögerungswinkel α wurden so gewählt, dass in allen drei Betriebsfällen die resultierende Feldspannung von $U_F = 400$ V gestellt wird. Somit wird der Spannungsabfall über dem Feldwicklungswiderstand kompensiert, der durch den Bemessungsfeldstrom von $I_F = 1400$ A verursacht wird. Die resultierenden Zündverzögerungswinkel sind ebenfalls Tabelle 2-8 zusammengefasst. Darüber hinaus sind die Snubber-Verluste und die dU/dt -Beanspruchung für eine Snubber-Kapazität von $C_S = 500$ nF und einen Snubber-Widerstand von $R_S = 50 \Omega$ zusammengefasst. Für ein Snubber-Netzwerk mit $C_S = 500$ nF und $R_S = 50 \Omega$ werden die geforderten Verlust-Grenzwerte bei Bemessungsfeldstrom bis zu einem Zündverzögerungswinkel von 30° eingehalten.

Tabelle 2-8: Snubber-Verluste und dU/dt – Beanspruchung für $C_S = 500$ nF und $R_S = 50 \Omega$

Verkettete Ankerspannung	330 V	470 V	660 V
Zündverzögerungswinkel	0°	45°	60°
Snubber-Verluste	13,4 W	55,4 W	199,6 W
dU/dt – Beanspruchung	173,9 V/ μs	238,8 V/ μs	428,4 V/ μs

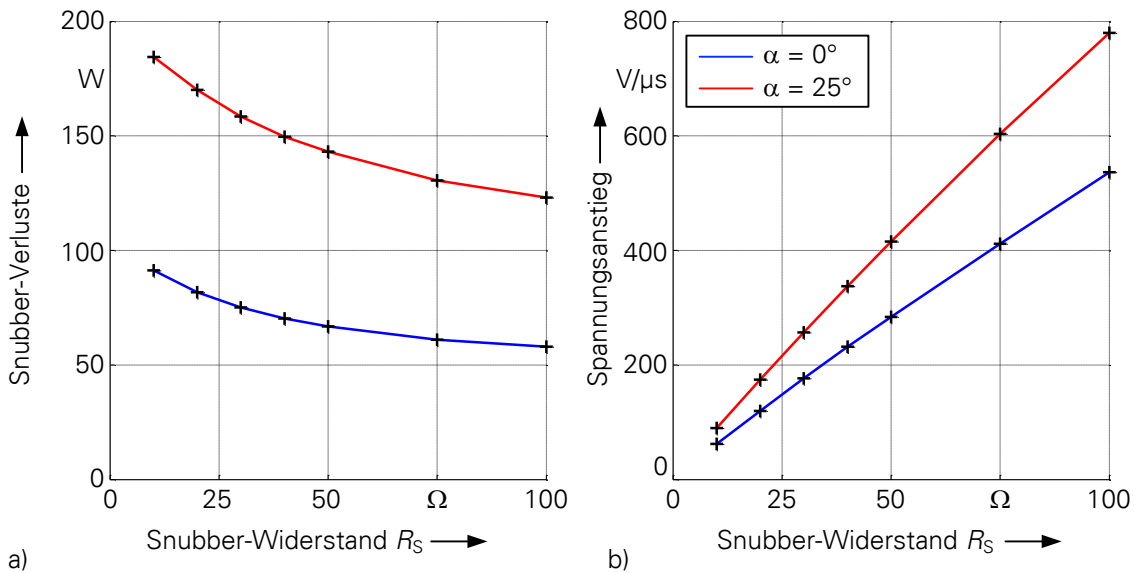


Abbildung 2-15: Verhalten der Schutzbeschaltung mit $C_S = 500$ nF und verschiedenen R_S für Bemessungsfeldgrößen von $I_F = 2800$ A und $U_F = 800$ V
a) Snubber-Verluste, b) Spannungsanstieg dU/dt

In Abbildung 2-15 sind die Snubber-Verluste und die dU/dt – Beanspruchung der Thyristoren für die Deckenwerte der Feldwicklung von $I_F = 2800$ A und $U_F = 800$ V dargestellt. Dabei wurden zwei Betriebsfälle untersucht:

1. Der Effektivwert der verkettete Ankerspannung der Erregermaschine beträgt $U_A = 660$ V und der Thyristorgleichrichter wird mit einem Zündverzögerungswinkel von $\alpha = 0^\circ$ betrieben.
2. Die verketteten Ankerspannungen der Erregermaschine wird auf $U_A = 740$ V erhöht, um den Thyristorgleichrichter mit einer Spannungsreserve von 10 % zu betreiben. Der resultierende Zündverzögerungswinkel beträgt $\alpha = 25^\circ$.

Für einen Snubber-Widerstand von $R_S = 50 \Omega$ können die Grenzwerte zur Begrenzung der Spannungsreserve eingehalten werden. Die Einhaltung der Verlustgrenzwerte von 80 W erfolgt jedoch nur bis zu einem Zündverzögerungswinkel von $\alpha = 15^\circ$. Dadurch werden die Ventile entsprechend der Spannungsphasenlage auf der Wechselspannungsseite des Gleichrichters so eingeschaltet, dass die Feldspannung maximal ist und die Regelung des Feldstroms durch die Erregung der Erregermaschine erfolgen muss. Dies erfolgt durch eine Änderung des Erregerstroms in den Außenpolwicklungen der Erregermaschine. Der Erregerstrom wird durch das statorseitige Stellglied der Haupterregung gestellt (vgl. Abbildung 1-1).

2.1.8 Entwurf einer Ventilsteuerung (AP3-3)

Auf Basis eines entwickelten Simulationsmodells in der Toolbox Plecs der Simulationssoftware Matlab/Simulink wurde für die gewählte Schaltungstopologie in Arbeitspaket 2 eine entsprechende Ventilsteuerung entworfen und getestet. Dabei wurden insbesondere die auftretenden Betriebsfälle und die Fehlerfallszenarien nachgebildet und untersucht. Die Resultate der Untersuchungen sind im Abschnitt 2.1.4 zusammengefasst. Der gewonnen Erkenntnisse fließen in die Ventilsteuerung am Prüfstand ein (vgl. Arbeitspaket 4-2).

2.1.9 Entwurf und Aufbau eines Versuchsträgers (AP4-1)

Das für die Generatorspannung erforderliche magnetische Erregerfeld wird durch einen Strom in der Feldwicklung des Rotors erzeugt. Diese Wicklung wird durch ein Erregersystem am Wellenende des Turbogenerators mit Gleichstrom versorgt. Der prinzipielle Aufbau des Erregersystems ist in Abbildung 2-9 dargestellt. Die bürstenlose Erregung setzt sich aus einer Haupterreger- und einer Hilferregermaschine zusammen. In der Haupterregermaschine ist die Feldwicklung des Turbogenerators über den rotierenden aktiven Gleichrichter mit den Läuferwicklungen der Außenpolmaschine verbunden. Die Außenpolwicklung wird über ein Thyristor-Stellglied aus einem permanent erregten Drehstrom-Synchrongenerator, der sogenannten Hilferregermaschine, gespeist. Das Nachführen des Generatorfeldstromes erfolgt über den rotierenden Thyristorgleichrichter. Der darin vorgestellte Thyristorgleichrichter wurde an der TU Dresden aufgebaut.

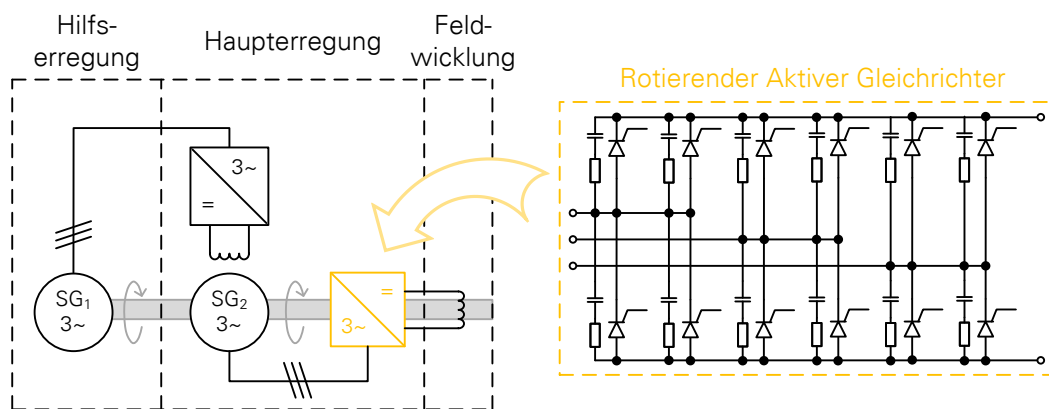


Abbildung 2-16: Aufbau des Erregersystems mit Rotierendem Aktivem Gleichrichter (RAG)

Auf einem Teststand des Elektrotechnischen Instituts sollten das Erregersystem und die Feldwicklung nachgebildet werden, um den RAG einer elektrischen Prüfung zu unterziehen. Der prinzipielle Aufbau des Prüfstands ist in Abbildung 2-17 dargestellt. Darin bildet eine Luftspule die Feldwicklung des Turbogenerators nach. Die Spule wurde von der Firma SBA Trafobau Jena GmbH bezogen und hat einen zulässigen maximalen Strom von $I_{F,max} = 150 \text{ A}$. Das entspricht etwa 10 % des Bemessungsfeldstroms. Darüber hinaus hat die Luftspule eine Induktivität von $L_F = 130 \text{ mH}$ und einen Wicklungswiderstand von $R_F = 477,1 \text{ m}\Omega$. Der Umformersatz bildet am Prüfstand die Erregermaschine des Turbogenerators nach und besteht aus einer elektrisch erregten Gleichstrommaschine (GM), die mechanisch mit einer dreiphasigen Schenkelpolmaschine (SM) gekuppelt ist. Die Bemessungsscheinleistung des Umformersatzes beträgt $S_N = 160 \text{ kVA}$. Die elektrische Frequenz der Schenkelpolmaschine ist durch die Gleichstrommaschine zwischen 50 Hz und 400 Hz variabel einstellbar. Die Amplitude der Ankerspannung an den Klemmen der Schenkelpolmaschine des Umformersatzes wird durch die elektrische Erregung eingestellt. Die maximale mögliche verkettete Ankerspannung steigt direkt proportional mit der Drehzahl des Umformersatzes. Bei einer elektrischen Frequenz von $f_s = 200 \text{ Hz}$ ist die maximal mögliche verkettete Ankerspannung $U_A = 200 \text{ V}$. Eine höhere An-

kerspannung ist durch die Erregerwicklung der Schenkelpolmaschine nicht einstellbar, da ansonsten der magnetische Kreis der Maschine stark in der Sättigung betrieben werden würde. Somit ist die Spannung an den Klemmen der Schenkelpolmaschine in Frequenz und Amplitude in den beschriebenen Grenzen variabel einstellbar.

Mit dieser frei wählbaren Spannung wird der zu prüfende Thyristorgleichrichter gespeist. Der konzeptionelle Aufbau des Prüflings ist in Abbildung 2-9 dargestellt. An jede Phase der Außenpolmaschine ist ein Brückenweig mit vier Thyristoren angeschlossen, sodass immer zwei Thyristoren parallel betrieben werden. Die Thyristoren werden jeweils durch einen Gate-Treiber gezündet. Die Einschaltsignale der Thyristoren werden durch die Steuerungselektronik so generiert, dass ein gewünschter Feldstrom eingestellt wird. Die Ansteuerelektronik ist in Abschnitt 2.1.6 beschrieben. Der Sollwert des Generatorfeldstroms wird von einer übergeordneten Generatorregelung vorgegeben.

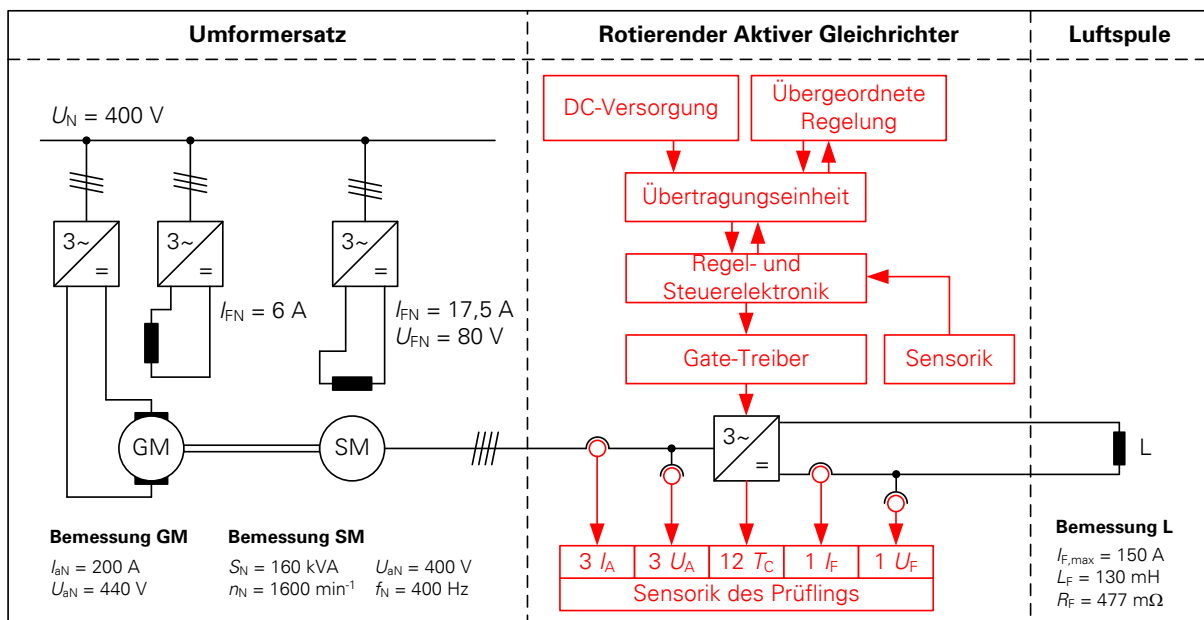


Abbildung 2-17: Schaltbild des Prüfstands

2.1.10 Implementierung einer Ventilsteuerung (AP4-2)

Der in der Regel- und Steuerelektronik realisierte Regler vergleicht innerhalb des Feldstromregelkreises das Signal der Führungsgröße, kommend von der übergeordneten Generatorregelung, mit dem gemessenen Feldstrom. Aus dem Unterschied der beiden Größen berechnet der Regler die erforderliche Feldspannung, um die Regelabweichung im eingeschwungenen Zustand zu einem Minimum zu führen. Die Feldspannung ist durch den Thyristorgleichrichter mit der hier beschriebenen Ventilsteuerung zu stellen.

Entsprechend [Pel1971] richten sich die Zündzeitpunkte der Thyristoren nach der Phasenlage Spannung auf der Wechsellspannungsseite des Gleichrichters. Diese Phasenlage wird mit einer Phasenregelschleife (PLL) bestimmt [Skj1976]. Die Thyristoren werden entsprechend einer festgelegten Reihenfolge der sechs erlaubten Schaltzustände in Abbildung 2-18 gezündet. Die Schaltreihenfolge bleibt für jede gewünschte Feldspannung gleich, siehe [Mur1972] und

[Per1973]. Jedoch verschieben sich die Zündpulse der Thyristoren bezüglich der verketteten Spannungen am Gleichrichtereingang. Bei einem Zündwinkel von 0° funktioniert der Thyristorgleichrichter wie ein Diodengleichrichter und die Spannung U_F auf der Feldseite ist maximal. Durch eine Verzögerung des Einschaltzeitpunkts kann die mittlere Gleichspannung reduziert werden. Ein Zündverzögerungswinkel von $\alpha = 90^\circ$ führt zu einer mittleren Feldspannung von $U_F = 0$. Bei Zündverzögerungswinkeln größer als 90° liegt an der Feldwicklung eine negative Gleichspannung an. Bei negativen Feldspannungen wird die in der Feldwicklung gespeicherte Energie entnommen und motorisch über die Erregermaschine in eine Wellenbeschleunigung umgesetzt. Durch die hohe Trägheit der Generatorwelle einschließlich der Rotoren kann man von einer unwesentlichen Beschleunigung ausgehen.

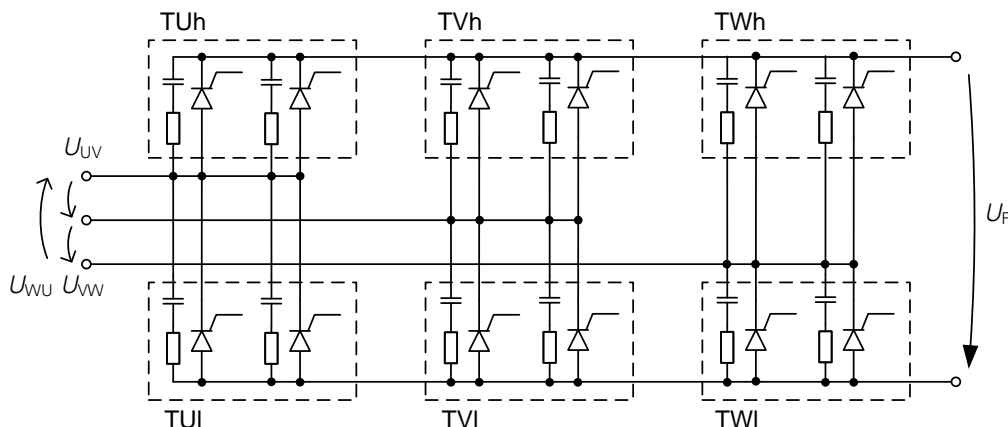
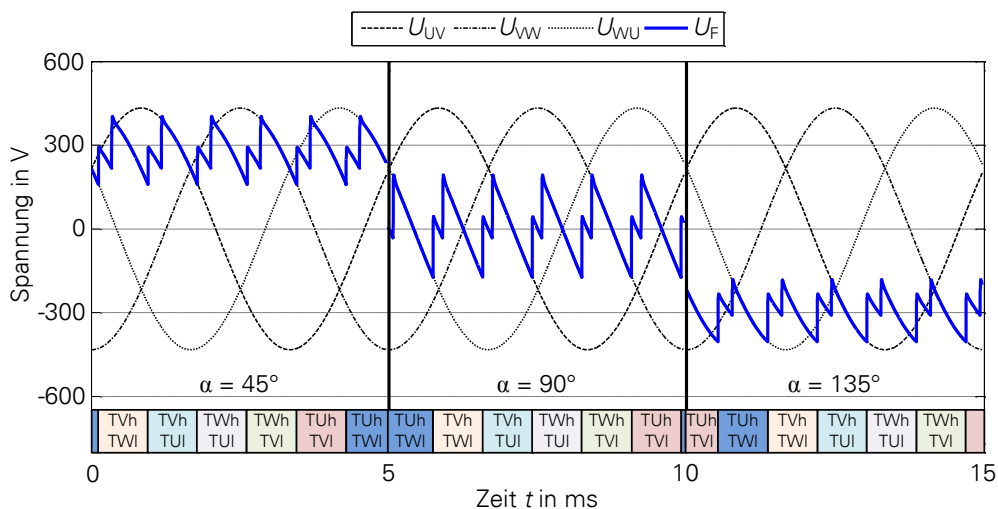


Abbildung 2-18: Ventilsteuerung des rotierenden aktiven Gleichrichters.

In Abbildung 2-18 ist die Ventilsteuerung des rotierenden aktiven Gleichrichters für Zündverzögerungswinkel von 45° , 90° und 135° dargestellt. Der Zündverzögerungswinkel für die Steuerung des RAG ist auf den Bereich zwischen 10° und 150° begrenzt. Diese Ventilsteuerung wurde am Prüfstand implementiert und der RAG in Betrieb genommen.

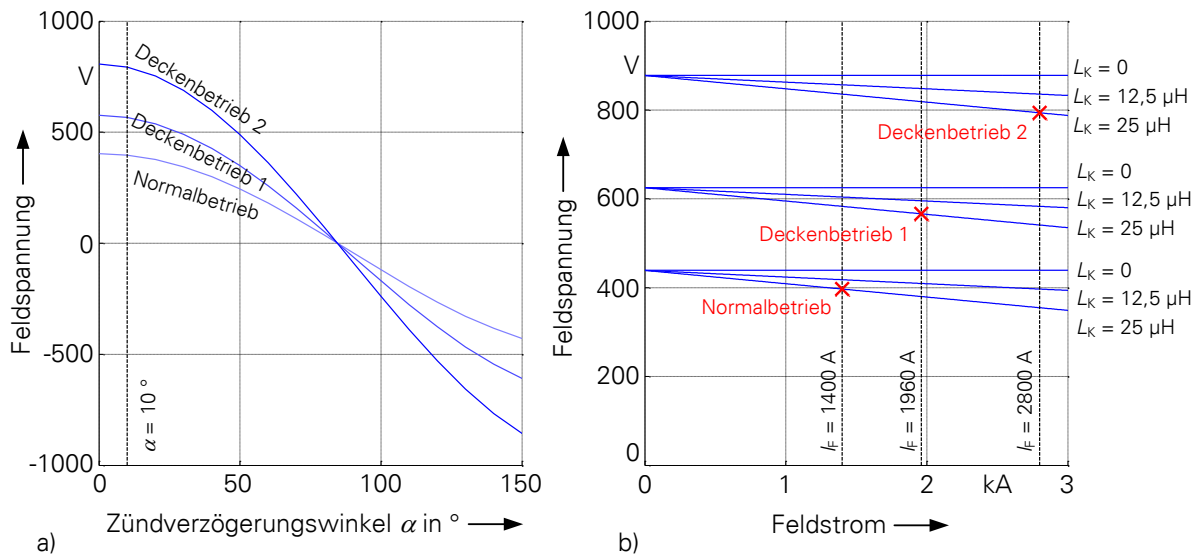


Abbildung 2-19: Abhängigkeit der Feldspannung des rotierenden aktiven Gleichrichters
 a) vom Zündverzögerungswinkel α bei $L_K = 25\ \mu\text{H}$,
 b) von Kommutierungsinduktivität L_K und Feldstrom I_F bei $\alpha = 10^\circ$.

In Abbildung 2-19 ist der Mittelwert der stellbaren Feldspannung des rotierenden aktiven Gleichrichters dargestellt. Die Abhängigkeit der Feldspannung vom Zündverzögerungswinkel α in a) sowie die Abhängigkeit von der Kommutierungsinduktivität L_K und dem Feldstrom I_F sind für Normalbetrieb, Deckenbetrieb 1 und Deckenbetrieb 2 abgebildet. Dabei wurde der Einfluss der Kommutierungsvorgänge im Thyristorgleichrichter auf die Feldspannung mit

$$U_F = \frac{3 \cdot \sqrt{2}}{\pi} \cdot U_{Ae} \cdot \cos(\alpha) - \frac{3}{\pi} \cdot \omega_S \cdot L_K \cdot I_F \quad (2-8)$$

bei einer Kommutierungsinduktivität der Erregermaschine von $L_K = 25\ \mu\text{H}$ berücksichtigt. Die Effektivwerte der verketteten Ankerspannung der Erregermaschine, der Feldstrom und die Feldspannungen bei $\alpha = 10^\circ$ und $\alpha = 150^\circ$ sind in Tabelle 2-9 für Normalbetrieb, Deckenbetrieb 1 und Deckenbetrieb 2 zusammengefasst. Bei einem Zündverzögerungswinkel von $\alpha = 10^\circ$ deckt die Feldspannung den Spannungsabfall, der durch den Feldwicklungswiderstand von $R_F = 285,7\ \text{m}\Omega$ bei den drei untersuchten Betriebsfällen verursacht wird.

Tabelle 2-9: Maximale und minimale Feldspannung bei Normalbetrieb, Deckenbetrieb 1 und Deckenbetrieb 2.

	Normalbetrieb	Deckenbetrieb 1	Deckenbetrieb 2
Verkettete Ankerspannung U_{Ae}	330 V	470 V	660 V
Feldstrom I_F	1400 A	1960 A	2800 A
Feldspannung U_F bei $\alpha = 10^\circ$	397 V	566 V	794 V
Feldspannung U_F bei $\alpha = 150^\circ$	-428 V	-608 V	-856 V

2.1.11 Funktionsnachweis (AP4-3)

Im Arbeitspaket 4-3 wurde der rotierende aktive Gleichrichter am beschriebenen Prüfstand (siehe Abbildung 2-17) der TU Dresden auf seine elektrische Funktionsfähigkeit geprüft. Hierbei soll insbesondere die Schaltungstopologie zusammen mit der Sensorik, den Gate-Treibern, der Regel- und Steuerelektronik und der kontaktlosen Übertragungseinheit geprüft werden. Für alle dargestellten Untersuchungen in diesem Abschnitt wurde der Umformersatz des Prüfstands auf eine Drehzahl von $n = 800 \text{ min}^{-1}$ beschleunigt. In diesem Arbeitspunkt beträgt die Ständerfrequenz der Schenkelpolmaschine $f_s = 200 \text{ Hz}$. Das entspricht der elektrischen Bemessungsfrequenz der Erregermaschine SG_2 aus Abbildung 2-9. Mit der Erregung der Schenkelpolmaschine wurde ein Effektivwert der verketteter Spannung von $U_{LL} = 50 \text{ V}$ fest eingestellt. Die Spannungsamplitude entspricht in etwa einem Achtel der Bemessungsspannung der Erregermaschine. Mit der Ankerspannung der Schenkelpolmaschine wird der rotierende aktive Gleichrichter gespeist.

Um einen gewünschten Feldstrom I_F zu stellen, erfolgt der Vergleich von Sollwertvorgabe und gemessenem Ist-Wert. Der eingesetzte Regler berechnet aus der Differenz der beiden Größen die erforderliche Feldspannung, um die Regelabweichung zu Null zu regeln. Die Feldspannung stellt der rotierende aktive Gleichrichter durch den Zündverzögerungswinkel entsprechend AP4-2. Um die gewünschte Feldspannung aus der Wechselfeldspannung am Eingang des Gleichrichters zu stellen, ist die Detektion der Phasenlage der Eingangsspannungen erforderlich. Dazu wurde durch die Sensorik des Prüflings die Wechselfeldspannungen gemessen und mit Hilfe einer Phasenregelschleife (PLL) die Phasenlage bestimmt. Aus der Phasenlage werden die Thyristor-Zündzeitpunkte für die gewünschte Feldspannung berechnet.

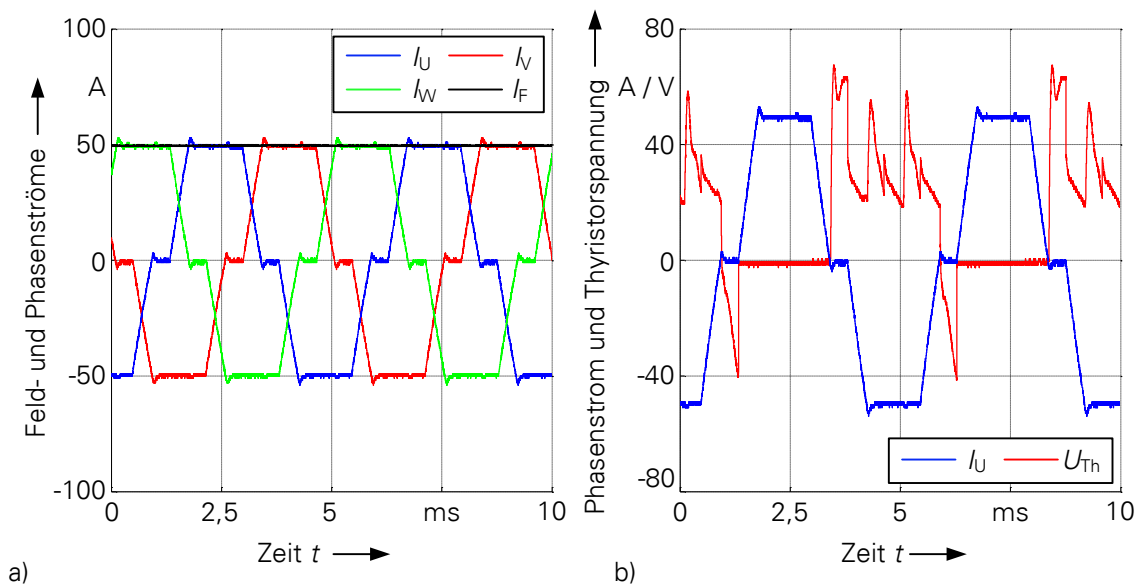


Abbildung 2-20: Gemessene Strom- und Spannungsverläufe für $I_F = 50 \text{ A}$.

- a) Phasenströme des Umformersatzes und Feldstrom der Luftspule,
- b) Phasenstrom I_U und Thyristorspannung U_{Th}

In Abbildung 2-20 a) sind die Phasenströme der Synchronmaschine im Umformersatz und der resultierende Feldstrom der Luftspule für den stationären Arbeitspunkt des Prüflings dargestellt. Dabei wird ein Feldstrom von $I_F = 50$ A durch den Thyristorgleichrichter gestellt. Darüber hinaus ist in Abbildung 2-20 b) der Strangstrom der Phasen U des Umformersatzes und die Sperrspannung der Thyristoren TUH für zwei elektrische Perioden bei Bemessungsfrequenz von $f_s = 200$ Hz dargestellt. Es konnte der Nachweis erbracht werden, dass ein sicherer Betrieb des rotierenden aktiven Gleichrichters mit der Ventilsteuerung nach Abbildung 2-18 in verschiedenen Arbeitspunkten gewährleistet wird. In den elektrischen Tests am Prüfstand konnte der Gleichrichter die Luftspule mit einem Feldstrom von bis zu $I_F = 150$ A speisen. Das entspricht in etwa 10 % des Bemessungsfeldstroms des Zielgenerators.

Ein weiterer Fokus im Arbeitspaket 4 liegt auf dem dynamischen Verhalten bei Erregung und aktiver Entregung der Lastspule. Der Umformersatz des Prüfstands wurde, wie bereits bei den Untersuchungen zum stationären Betriebsverhalten, auf eine Drehzahl von $n = 800$ min⁻¹ beschleunigt, sodass die Ständerfrequenz der Schenkelpolmaschine $f_s = 200$ Hz und die verkettete Effektivspannung von $U_{LL} = 50$ V betragen. Mit diesem Spannungssystem wird der Thyristorgleichrichter gespeist. In Abbildung 2-21 sind die zeitlichen Verläufe von Feldstrom und Feldspannung bei der Erregung der Lastspule am Prüfstand abgebildet. Dabei wird die Sollwertvorgabe des Spulenstroms von 0 auf 100 A geändert. Nach etwa 350 ms ist der Strom eingeregelt. Der neue stationäre Arbeitspunkt wird durch eine Anpassung der Feldspannung angefahren. Das erfolgt, wie in AP4-2 beschrieben, durch eine Änderung des Zündverzögerungswinkels am Thyristorgleichrichter. Die in der Wicklung gespeicherte magnetische Energie ist ein Teil der umgeformten kinetischen Energie des Umformersatzes, da die Maschinenwelle dabei abgebremst wurde.

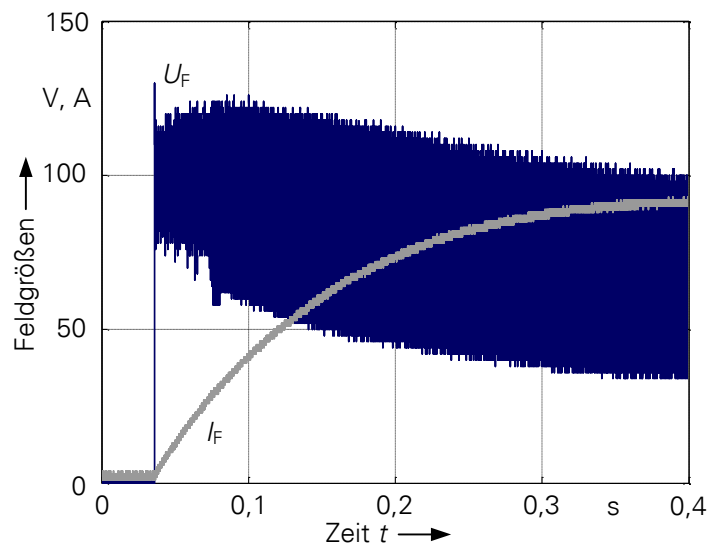


Abbildung 2-21: Erregung der Luftspule

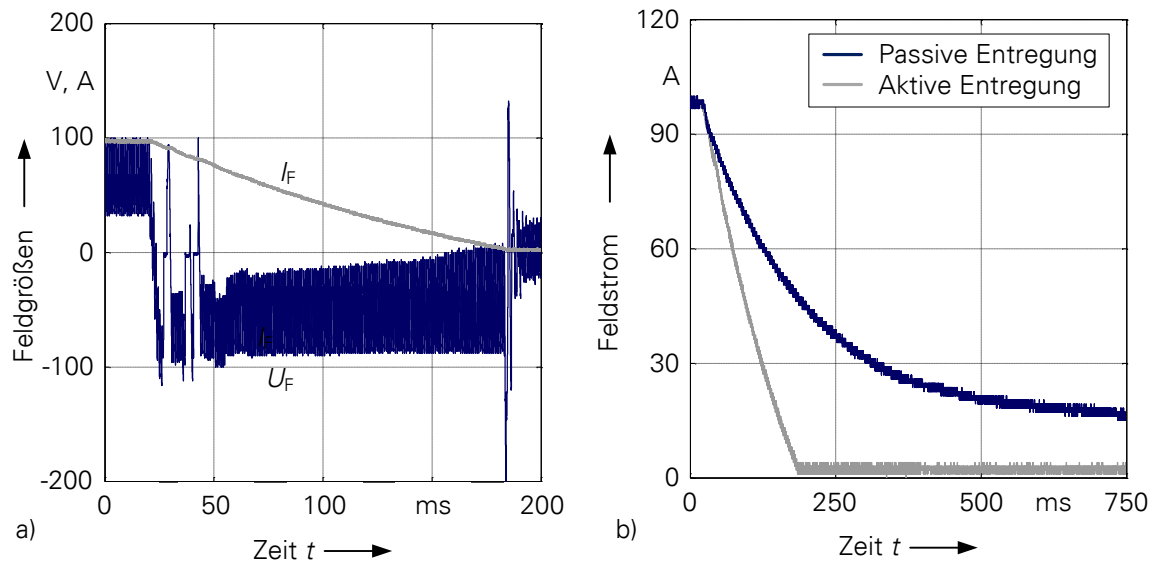


Abbildung 2-22: Aktive Entregung der Lastspule des Prüfstands.

a) Feldgrößen bei aktiver Entregung,

b) Vergleich der Feldströme bei aktiver und passiver Entregung.

In Abbildung 2-22 a) sind die Strom- und Spannungsverläufe der Luftspule bei der aktiven Entregung dargestellt. Hierfür wurde der Feldstromsollwert von 100 A auf 0 geändert. Bei einem Feldstrom von $I_F = 100$ A beträgt die in der Spule gespeicherte magnetische Energie in etwa 0,18 kWh. Im Vergleich dazu beträgt die in der Feldwicklung eines Turbogenerators gespeicherte Energie $E_F = 272$ Wh. Dabei wurde angenommen, dass die Feldwicklung einen Strom von $I_F = 1400$ A führt und eine Induktivität von $L_F = 1$ H aufweist. Somit entspricht die gespeicherte Energie in der Luftspule, die am Prüfstand der TU Dresden eingesetzt wurde, weniger als 0,1 % der Energie, die in der Feldwicklung des Turbogenerators bei Bemessungsfeldstrom gespeichert ist. Für die aktive Entregung wird der Zündverzögerungswinkel des rotierenden aktiven Gleichrichters auf einen Wert von $\alpha > 90^\circ$ geändert, um eine negative Feldspannung U_F durch den Thyristorgleichrichter zu erzeugen. Die gespeicherte Energie der Luftspule wird innerhalb von 150 ms in der Schenkelpolmaschine in Form der Beschleunigung der Welle des Umformersatzes umgesetzt. In Abbildung 2-22 b) ist die Feldstromänderung bei aktiver und passiver Entregung der Lastspule vergleichend gegenübergestellt. Bei der passiven Entregung wird der Zündwinkel des Thyristorgleichrichters auf 90° begrenzt, sodass die mittlere Feldspannung gleich null ist, und die in der Spule gespeicherte Energie in den Wicklungen der Luftspule in Wärme umgesetzt wird. Am Prüfstand der TU Dresden konnte gezeigt werden, dass eine Feldstromänderung von $I_F = 100$ A auf $I_F = 0$ durch die aktive Entregung 10-fach schneller möglich ist als bei der passiven Entregung.

Der rotierende aktive Gleichrichter wurde erfolgreich bei ca. 10 % des Bemessungsfeldstroms am Prüfstand der TU Dresden in Betrieb genommen werden. Die Funktionsfähigkeit der Schaltungstopologie zusammen mit der Sensorik, den Gate-Treibern, der Regel- und Steuerelektronik und der kontaktlosen Übertragungseinheit wurde dabei nachgewiesen. Darüber hinaus wurde eine deutlich schnellere Reduktion des Spulenstroms bei aktiver Entregung im Vergleich zur passiven Entregung nachgewiesen. Im folgenden Arbeitspaket werden die Überwachungs- und Schutzeinrichtung des Prüflings untersucht.

2.1.12 Test der Überwachungs- und Schutzeinrichtung (AP4-4)

Durch die redundante Bauweise des rotierenden aktiven Gleichrichters mit parallel arbeitenden Thyristoren kann der Ausfall eines Gate-Treibers kompensiert werden [Na2011]. Diese Bauweise schützt jedoch nicht gegen Kurzschluss und Erdschluss im Drehstromsystem. Aus diesem Grund wurde im Projekt eine Überwachungs- und Schutzeinrichtung entwickelt. Kurz- bzw. Erdschlüsse werden durch:

- Alterung der Isolierung,
- Verschmutzung oder
- innere und äußere Überspannungen (hervorgerufen beispielsweise durch die Schaltüberspannung der Thyristoren)

verursacht. Tritt eine der genannten Fehlerarten auf, fällt das Erregersystem aus und der Turbogenerator muss außer Betrieb genommen werden, vgl. [Ban1984] und [Zou1998]. Gegen die Alterung der Isolierung, Verschmutzungen und äußere Überspannungen muss das Erregersystem durch konstruktive Maßnahmen geschützt werden. Vor einer inneren Überspannung, verursacht durch das Schaltverhalten der Thyristoren, wird das Erregersystem durch eine Schutzbeschaltung gesichert.

Die Schaltüberspannungen treten beim Ausschalten der Thyristoren als Folge des Sperrverzugsstroms in Rückwärtsrichtung auf. Nach Erreichen der Rückstromspitze verursacht der abklingende Sperrverzugsstrom an den Induktivitäten des Hauptstromkreises eine Spannungsspitze. Eine Einzelbeschaltung der Ventile ist erforderlich, um die Thyristoren gegen unzulässig hohe Spitzenwerte der Überspannungen und Spannungsanstiege zu schützen. Der kritische Spannungsanstieg des Thyristors T940N beträgt $dU/dt = 1000 \text{ V}/\mu\text{s}$ laut Datenblatt [T940N]. Bei einer unzulässig großen dU/dt -Beanspruchung können die Thyristoren ungewollt zünden und einen Kurzschluss verursachen.

Um das Auftreten von Kurzschlüssen zu vermeiden, sind die Thyristoren durch eine Schutzbeschaltung gesichert [Infineon]. Die Schaltung ist durch die Reihenschaltung eines Widerstands mit $R_s = 50 \Omega$ und eines Kondensators mit $C_s = 500 \text{ nF}$ realisiert worden. Die Auslegung der Schutzbeschaltung erfolgte im Arbeitspaket 3-2. In Abbildung 2-23 a) sind die zeitlichen Verläufe des Phasenstroms und der Sperrspannung der Thyristoren T_{U_h} dargestellt. Die Sperrspannung der Thyristoren ist durch die Schutzbeschaltung gedämpft. Der Spannungsanstieg beim Löschen der Thyristoren mit Schutzbeschaltung beträgt $200 \text{ V}/\mu\text{s}$. Der kritische Wert des Spannungsanstiegs von $1 \text{ kV}/\mu\text{s}$ wird dabei deutlich unterschritten. Der dazugehörige Strom durch die Schutzbeschaltung ist in Abbildung 2-23 b) abgebildet. Insbesondere zu Zeitpunkten mit hohen Spannungsanstiegen treten in der Schutzbeschaltung Ströme bis zu 1 A auf. Die Wirksamkeit der Schutzbeschaltung konnte damit gezeigt werden.

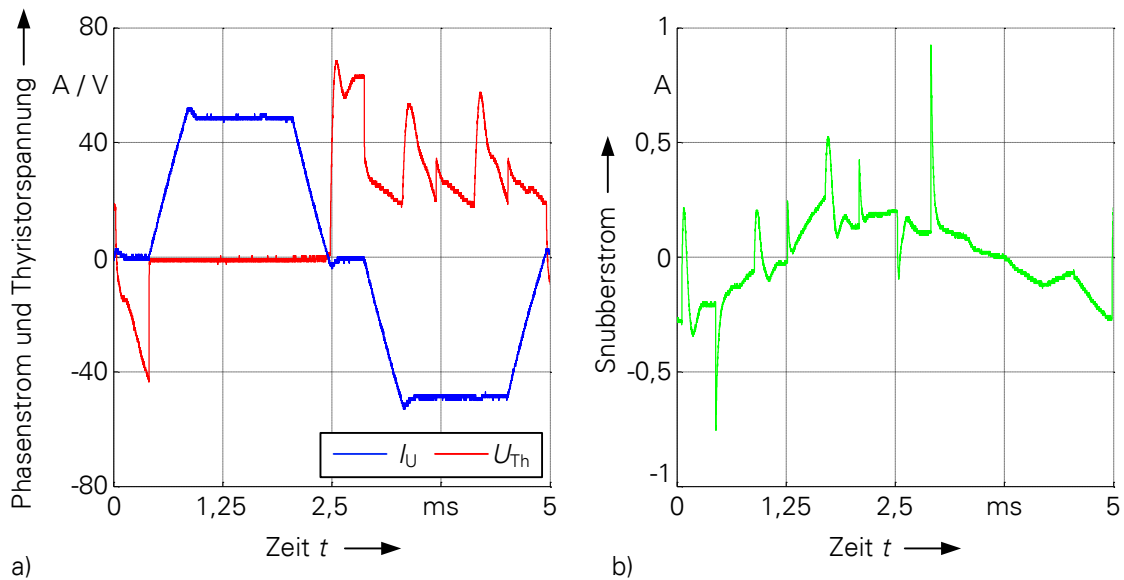


Abbildung 2-23: Verlauf der Thyristorspannung in a) und des Snubber-Stroms in b)

Die für die Thyristoren erforderliche Snubber-Beschaltung wurde einer Festigkeitsprüfung bei Fliehkraftbeschleunigungen bis 6500-g unterzogen. Für die Rotationsprüfung wurde die zertifizierte Firma Element Materials Technology Berlin GmbH beauftragt. Bei der Testdurchführung waren die Prüflinge in einem Schwungrad montiert und der Prüfaufbau ausgewuchtet. Daraufhin wurde das Schwungrad auf die Zieldrehzahl beschleunigt, die Drehzahl eine Minute gehalten und anschließend wieder abgebremst. Dieser Vorgang wurde 500-mal wiederholt. Nach 100 Zyklen erfolgte durch Messung der Widerstands- und Kondensatorwerte eine Prüfung der passiven Bauelemente. Die Festigkeitsmessung verlief erfolgreich.

Neben der Schutzeinrichtung wurde für die Fehlererkennung eine Überwachungseinrichtung geprüft. Durch die Überwachungseinrichtung sollen sowohl Kurzschlüsse als auch Erdschlüsse detektiert werden. Die Erkennung von ein- bzw. dreipoligen Kurzschlüssen ohne Erdberührung ist durch bereits vorhandene Sensorik des rotierenden aktiven Gleichrichters möglich. Hierfür wird die Strommessung der drei Phasenströme und des Feldstroms genutzt. Ein Funktionstest erfolgte bereits in Arbeitspaket 4-3. Durch eine Plausibilitätsprüfung der Messsignale erfolgt eine Erkennung der Kurzschlüsse im Erregersystem. Eine Erdschlusserfassung ist durch die Sensorik jedoch nicht möglich. Aus diesem Grund wird zusätzlich eine Erdschlussdetektierung im rotierenden aktiven Gleichrichter eingesetzt. Die Überwachung wurde am Prüfstand der TU Dresden erfolgreich getestet.

2.1.13 Basisauslegung des mechanischen Aufbaus (AP5-1)

Im Arbeitspaket erfolgte in Zusammenarbeit mit dem Siemens Generatorenwerk Erfurt und der CE-SYS Engineering GmbH eine grobe räumliche Anordnung der Gleichrichterkomponenten in das bürstenlose Erregersystem des Turbogenerators. Dabei stellte das bestehende Diodenrad die Grundlage dar. Ein besonderes Augenmerk lag auf der Anordnung der Kommunikationsschnittstelle und auf der Regel- und Steuerelektronik im Aufbau des RAGs.

2.1.14 Einbettung der Erregersteuerung (AP6-3)

Im Rahmen des Arbeitspakets erfolgte die hard- und softwareseitige Integration und Implementierung der in den Arbeitsaufgaben 3-1 und 3-2 entwickelten Ansteuerelektronik und Software-Quellcodes in eine rotationsfeste Elektronik. Diese Ansteuerelektronik wurde ebenfalls in den bereits bestehenden Versuchsaufbau der TU Dresden integriert und erfolgreich getestet.

2.1.15 Untersuchung der Erregermaschine im Teillastbereich (AP6-4)

Im Folgenden wird das Verhalten eines luftgekühlten 240-MVA-Turbogenerators während einer Änderung des Feldstroms untersucht. Die Untersuchungen werden zunächst durch einen analytischen Ansatz durchgeführt. Dabei werden das Drehmoment und die Geschwindigkeit der Erregermaschinen während der aktiven Entregung der Feldwicklung um 10 %, 50 % und 100% berechnet. Die analytischen Ergebnisse werden daraufhin mit den Ergebnissen aus einem Simulationsmodell der Simscape-Toolbox in Matlab/Simulink R2015a verglichen. Für den Turbo-Generator werden dabei stationäre Leerlaufbedingungen angenommen.

2.1.15.1 Analytische Betrachtungen

Im stationären Leerlaufbetrieb wird die Feldwicklung des 240-MVA-Turbogenerators mit einem Feldstrom von $I_{F,0} = 513,7$ A gespeist. Die hierfür erforderliche Feldspannung beträgt $U_F = 99,1$ V. Somit ist die resultierende Erregerleistung $P_F = 50,9$ kW, um den Turbogenerator zu magnetisieren. Die Erregermaschine ist dabei im Generator-Betrieb. Das erwartete mittlere Drehmoment der Erregermaschine ist $M_{E,0} = 162$ Nm bei einer Wellendrehzahl von $n_0 = 3000$ min⁻¹. Da der Turbogenerator im Leerlaufzustand arbeitet, bleibt das Generator-drehmoment null. Die Turbine muss somit nur das Drehmoment der Erregermaschine m_E und das Schleppmoment m_L aufbringen, um eine konstante Drehzahl von 3000 min⁻¹ zu halten.

Durch die Änderung des Feldstroms und der Feldspannung ändert sich auch das Drehmoment der Erregermaschine m_E . Entsprechend der Differentialgleichung (Bewegungsgleichung)

$$J \frac{d\omega}{dt} = M_{E,0} - m_E(t) + M_{L,0} - m_L(t) \quad (2-9)$$

führt eine Änderung der Drehmomente m_E und m_L zu einer Drehzahländerung der Generatorwelle. Unter Vernachlässigung der Erregersystemverluste ist das Drehmoment der Erregermaschine abhängig von der Feldspannung $u_F(t)$ und vom Feldstrom $i_F(t)$ und wird mit

$$m_E(t) = \frac{u_F(t) \cdot i_F(t)}{\omega(t)} \quad (2-10)$$

berechnet. Die Schleppverluste werden durch Reibung und Ummagnetisierungsverluste des Turbogenerators verursacht. Die Reibverluste sind abhängig von der Wellendrehzahl. Aufgrund des hohen Trägheitsmoments der Generatorwelle ist eine geringe Drehzahländerung durch die Änderung des Feldstroms zu erwarten. Somit kann die resultierende geringe Reibänderung vernachlässigt werden. Die Ummagnetisierungsverluste des Turbogenerators hängen

sowohl von der Wellendrehzahl als auch vom Quadrat des Feldstroms ab. Unter Vernachlässigung der Sättigung des Turbogenerators werden die Ummagnetisierungsverluste nach

$$m_L(t) = \frac{M_{L,0} \cdot i_F^2(t)}{I_{F,0}^2} = \frac{P_{L,0} \cdot i_F^2(t)}{2\pi \cdot f_N \cdot I_{F,0}^2} \quad (2-11)$$

berechnet. Ein Schleppmoment von $M_{L,0} = 1547 \text{ Nm}$ wird durch die Ummagnetisierungsverluste des Turbogenerators bei einem Feldstrom von $I_{F,0} = 513,7 \text{ A}$ verursacht. Das Drehmoment in Gleichung (2-9) wird in die Gleichungen (2-10) und (2-11) eingesetzt. Die resultierende Gleichung

$$J \frac{d\omega}{dt} = M_{E,0} - \frac{u_F(t)}{\omega(t)} \cdot i_F(t) + M_{L,0} - \frac{M_{L,0}}{I_{F,0}^2} \cdot i_F^2(t) \quad (2-12)$$

gilt unter der Annahme, dass die Änderung der elektrischen Leistung eine Änderung der mechanischen Leistung verursacht und die Änderung der Drehzahl sehr klein ist. Die Änderung der Drehzahl ist eine Funktion der Feldspannung und des Feldstroms.

Die Feldstromänderung wird durch eine Spannungsänderung an den Klemmen der Feldwicklung herbeigeführt. Da die Feldwicklung durch den rotierenden aktiven Gleichrichter versorgt wird, kann die Feldspannung einen negativen Wert erreichen. Zum Zeitpunkt einer Spannungsänderung ändert sich die Feldspannung sprunghaft vom Wert $U_F = 99,1 \text{ V}$ auf einen negativen konstanten Wert. Der Feldstrom im Laplace-Bereich ist in [Kun1994] hergeleitet und wird mit

$$I_F(s) = \frac{1}{R_F} \cdot \frac{1 + s \cdot \left(\frac{L_{D\sigma} + L_{hd}}{R_D} \right)}{1 + s \cdot \left(\frac{L_{F\sigma} + L_{hd}}{R_F} + \frac{L_{D\sigma} + L_{hd}}{R_D} \right) + s^2 \cdot \frac{(L_{F\sigma} + L_{hd}) \cdot (L_{D\sigma} + L_{hd}) - L_{hd}^2}{R_D \cdot R_F}} \cdot U_F(s) \quad (2-13)$$

angegeben. Das zugrundeliegende Ersatzschaltbild der d-Achse der Synchronmaschine ist in Abbildung 2-24 dargestellt. Nach [Kun1994] werden die Zeitkonstanten durch die Gleichungen

$$T_1 = \frac{L_{F\sigma} + L_{hd}}{R_F}; \quad T_2 = \frac{L_{D\sigma} + L_{hd}}{R_D}; \quad T_3 = \frac{1}{R_D} \cdot \left(L_{D\sigma} + \frac{L_{hd} \cdot L_{F\sigma}}{L_{hd} + L_{F\sigma}} \right) \quad (2-14)$$

ermittelt.

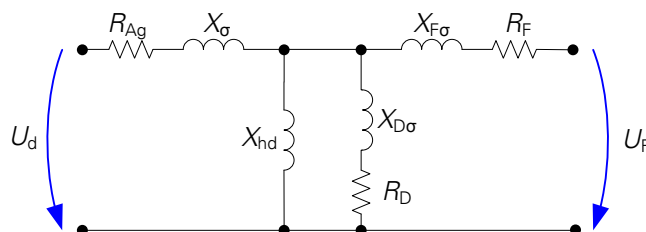


Abbildung 2-24: Ersatzschaltbild der d-Achse der Synchronmaschine und Vernachlässigung der Streuung zwischen Erreger- und Dämpferwicklung

Dadurch kann die Berechnungsvorschrift für den Feldstrom vereinfacht werden zu

$$I_F(s) = \frac{1}{R_F} \cdot \frac{1 + s \cdot T_2}{1 + s \cdot (T_1 + T_2) + s^2 \cdot T_1 \cdot T_3} \cdot U_F(s). \quad (2-15)$$

Des Weiteren werden die Zeitkonstanten T_1 bis T_3 durch Koeffizientenvergleich zu den transienten und subtransienten Zeitkonstanten T'_{d0} und T''_{d0} . Die genutzten Gleichungen lauten

$$T'_{d0} = T_1 + T_2; \quad T''_{d0} = \frac{T_1 \cdot T_3}{T_1 + T_2}. \quad (2-16)$$

Somit kann Gleichung (2-15) vereinfacht werden zu

$$I_F(s) = \frac{1}{R_F} \cdot \frac{1 + s \cdot T_2}{(1 + s \cdot T'_{d0})(1 + s \cdot T''_{d0})} \cdot U_F(s). \quad (2-17)$$

Wie bereits erwähnt, ändert sich die Feldspannung durch den Einsatz des rotierenden aktiven Gleichrichters sprunghaft. Der Zündverzögerungswinkel α (siehe Abschnitt 2.1.10) ist zwischen den Werten 10° und 150° begrenzt. Unter der Annahme, dass der Effektivwert der verketteten Leiterspannung des Thyristorgleichrichters $U_{Ae} = 515 \text{ V}$ ist, wird die Feldspannung bei einem Zündverzögerungswinkel von 150° durch

$$U_F = \frac{6}{2\pi} \int_{-\frac{\pi}{3} + \alpha}^{\frac{\pi}{3} + \alpha} \sqrt{2} \cdot U_{Ae} \cdot \cos(\vartheta) \cdot d\vartheta = \frac{3 \cdot \sqrt{2}}{\pi} \cdot U_{Ae} \cdot \cos(\alpha) = -600 \text{ V} \quad (2-18)$$

berechnet. Somit ändert sich die Feldspannung zum Zeitpunkt t_0 vom Wert $U_F = 99,1 \text{ V}$ auf $U_F = -600 \text{ V}$. Dadurch wechselt die Erregermaschine unmittelbar in den Motor-Betrieb. Durch die Transformation von Gleichung (2-17) aus dem Laplace- in den Zeitbereich wird der resultierende Feldstrom berechnet mit

$$i_F(t) = I_{F,0} + \frac{U_F}{R_F} \cdot \left[e^{-\frac{t}{T'_{d0}}} \cdot \frac{T_2 - T'_{d0}}{T'_{d0} - T''_{d0}} - e^{-\frac{t}{T''_{d0}}} \cdot \frac{T_2 - T''_{d0}}{T'_{d0} - T''_{d0}} + 1 \right]. \quad (2-19)$$

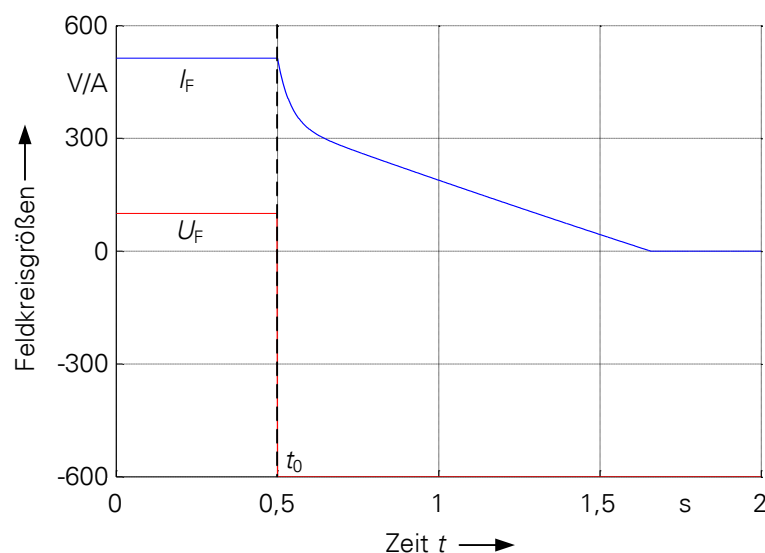


Abbildung 2-25: Verläufe der analytisch berechneten Feldkreisgrößen

Die Transformation gilt für kleine Änderungen der Wellendrehzahl. Die analytisch berechneten Feldgrößen sind in Abbildung 2-25 dargestellt. Darin ändert sich der Feldstrom vom Anfangswert $I_F = 513,7 \text{ A}$ auf den Endwert $I_F = 0$. Da sich die Erregermaschine im Motor-Betrieb befindet, beschleunigt die Welle des Turbogenerators. Aufgrund des zeitlichen Verlaufs des Feldstroms und der Feldspannung in Abbildung 2-25 wird Gleichung (2-12) numerisch gelöst durch die zeitdiskrete Funktion

$$J \cdot \frac{\omega((k+1) \cdot \Delta t) - \omega(k \cdot \Delta t)}{\Delta t} = M_{E,0} - \frac{u_F(k \cdot \Delta t)}{\omega(k \cdot \Delta t)} \cdot i_F(k \cdot \Delta t) + M_{L,0} - \frac{M_{L,0}}{I_{F,0}^2} \cdot i_F^2(k \cdot \Delta t). \quad (2-20)$$

Durch Umstellen von Gleichung (2-20) folgt die Berechnungsvorschrift für die Drehzahl des Turbogenerators mit

$$\omega((k+1) \cdot \Delta t) = \left[M_{E,0} - \frac{u_F(k \cdot \Delta t)}{\omega(k \cdot \Delta t)} \cdot i_F(k \cdot \Delta t) + M_{L,0} - \frac{M_{L,0}}{I_{F,0}^2} \cdot i_F^2(k \cdot \Delta t) \right] \cdot \frac{\Delta t}{J} + \omega(k \cdot \Delta t). \quad (2-21)$$

Darin werden die aktualisierten Feldkreisgrößen i_F und u_F aus Abbildung 2-25 und Kreisfrequenz ω zum aktuellen Zeitpunkt $k \cdot \Delta t$ eingesetzt, um die Kreisfrequenz zum Folgezeitpunkt $(k+1) \cdot \Delta t$ zu berechnen. In Abbildung 2-26 sind die berechneten Drehmomente und Drehzahlverläufe dargestellt.

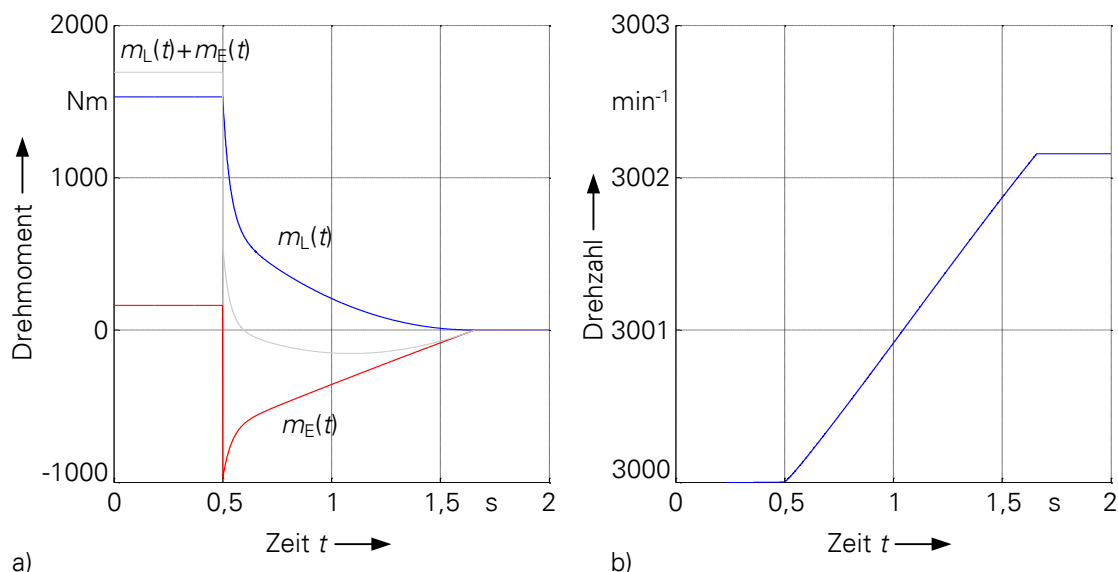


Abbildung 2-26: Analytisch berechnete mechanische Größen der Erregermaschine. a) Drehmoment der Erregermaschine M_E und Schleppmoment des Turbogenerators M_L , b) Drehzahl der Generatorwelle

Die notwendige Zeit für eine Reduktion des Feldstroms vom Bemessungswert $I_F = 513,7 \text{ A}$ um 10 %, 50 % und 100 % sind in Tabelle 2-10 zusammengefasst. Darüber hinaus sind die resultierenden Drehzahländerungen der Generatorwelle angegeben. Diese Werte werden zum Verifizieren der Simulationsergebnisse des folgenden Abschnitts genutzt.

Tabelle 2-10: Berechnete Größen für verschiedene Entregungsvorgänge

Relative Feldstromänderung	10 %	50 %	100 %
Absolute Feldstromänderung	51.4 A	256.8 A	513.7 A
Entregungszeit	15 ms	276 ms	1160 ms
Resultierende Drehzahländerung	0,017 min ⁻¹	0,482 min ⁻¹	2,152 min ⁻¹

In Abbildung 2-27 sind die zeitlichen Verläufe der Feldkreisgrößen bei aktiver und passiver Entregung der Feldwicklung des 240-MVA-Turbogenerators dargestellt. Dabei erfolgt in beiden Fällen die Feldstromänderung vom Anfangswert $I_F = 513,7 \text{ A}$ auf den Endwert $I_F = 0$. Wie bereits zuvor wird für eine aktive Entregung die Feldspannung von $U_F = 99,1 \text{ V}$ auf den Wert von $U_F = -600 \text{ V}$ geändert. Hierfür wird der rotierende Thyristorgleichrichter mit einem Zündverzögerungswinkel von $\alpha = 150^\circ$ betrieben. Aus dem Feldstromverlauf wird die Zeitkonstante der aktiven Entregung mit $\tau = 118 \text{ ms}$ bestimmt. Im Gegensatz dazu wird bei der passiven Entregung die Feldspannung auf $U_F = 0$ gestellt. Dies entspricht der kleinsten stellbaren Feldspannung eines rotierenden Diodengleichrichters, der bisher bei kontaktlosen Erregungen für Turbogeneratoren eingesetzt wird. Die resultierende Zeitkonstante der passiven Entregung beträgt $\tau = 830 \text{ ms}$. Somit wird die Entregungszeitkonstante durch die Möglichkeit der aktiven Entregung um 85 % reduziert.

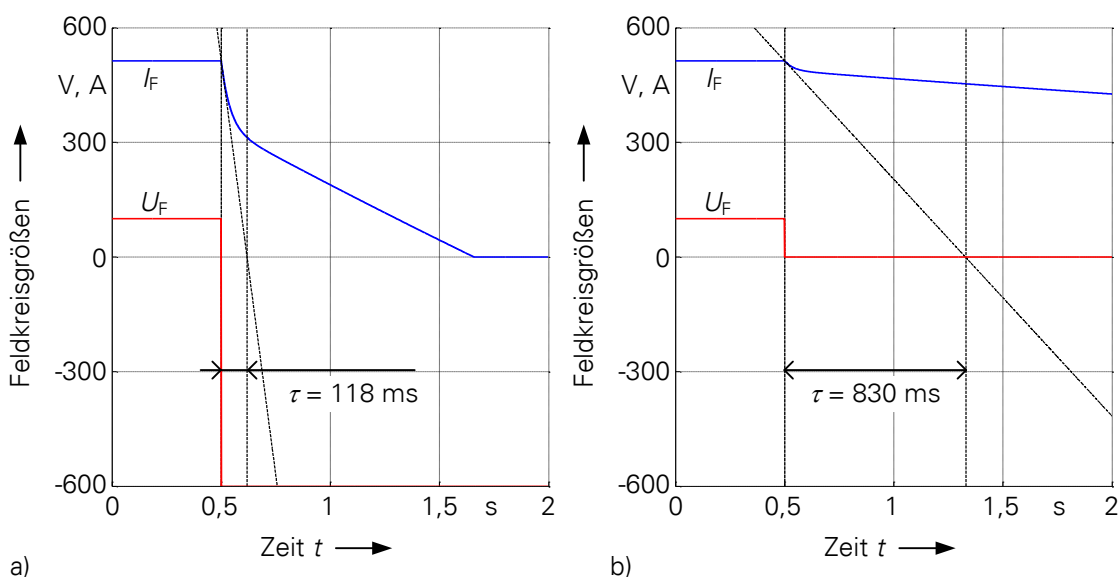


Abbildung 2-27: Vergleich der Zeitkonstanten bei Entregung der Feldwicklung.
a) Aktive Entregung, b) Passive Entregung

2.1.15.2 Simulationsergebnisse

Neben den analytischen Betrachtungen wird das Verhalten des Turbogenerators bei einer schnellen Reduzierung des Feldstroms durch ein Modell in Simscape Matlab/Simulink R2015a nachgebildet. Der Turbogenerator und die Erregermaschine werden mit dem Vollpolläufer-Synchronmaschine-Blockmodell aus der Simscape-Bibliothek simuliert. In der folgenden Untersuchung ist der Turbo-Generator ebenfalls im Leerlaufbetrieb. Zum Zweck einer kürzeren Simulationszeit wird der Turbogenerator mit einer großen ohmschen Last verbunden. Dieser Ansatz bietet in guter Näherung Leerlaufbedingungen.

Die statorseitige Feldwicklung der Erregermaschine wird durch eine Spannungsquelle versorgt. Durch die Rotation des Erregermaschinenläufers mit einer Drehzahl von $n = 3000 \text{ min}^{-1}$ werden in den Rotorwicklungen sinusförmige Spannungen induziert. Die drei Phasen der Erregermaschine sind an den Thyristorgleichrichter angeschlossen. Die verketteten Ankerspannung der Erregermaschine beträgt $U_{Ae} = 525 \text{ V}$. Die eingangsseitige Wechselspannung des rotierenden aktiven Gleichrichters wird gleichgerichtet. Die Amplitude der resultierenden Gleichspannung ändert sich mit dem Phasenwinkel des Thyristorgleichrichters. Somit wird die Feldspannung des Turbogenerators durch den Gleichrichter gesteuert.

Der Feldstrom wird durch einen PI-Regler nach Abbildung 2-28 geregelt. Die Parameter des Reglers sind nach dem Betragsoptimum ausgelegt. Somit wird die Zeitkonstante des integrierenden Anteils mit

$$T_N = T_F = 4,5 \text{ s} \quad (2-22)$$

berechnet. Dabei ist T_F die Zeitkonstante der Feldwicklung. Der I-Anteil des PI-Reglers ist durch eine Anti-Windup begrenzt. Des Weiteren wird die Verstärkung des Reglers V_R mit

$$V_R = \frac{T_F \cdot R_F}{2 \cdot T_S} = 520 \Omega \quad (2-23)$$

berechnet. Dabei ist $T_S = 1200 \text{ ms}$ die Zeitkonstante des Thyristorgleichrichters. Die Stellgröße des Reglers ist durch den Stellbereich des rotierenden aktiven Gleichrichters begrenzt.

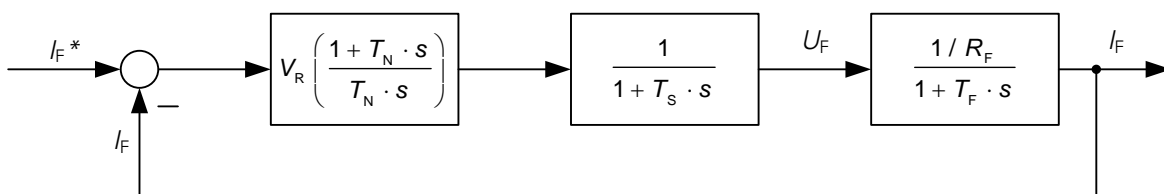


Abbildung 2-28: Feldstromregelkreis

Im Folgenden werden die Ergebnisse einer Entregung der Turbogenerator-Feldwicklung um 10 %, 50 % und 100 % des Bemessungsfeldstroms simuliert. Dabei werden zum Zeitpunkt $t_0 = 25 \text{ ms}$ der Sollwert des Feldstroms sprunghaft geändert. Aus den Simulationsergebnissen wird die Zeit bestimmt, die zum Ausregeln des neuen Sollwerts notwendig ist. Die Ausregelzeit wird mit den berechneten Zeiten aus dem vorangegangenen Abschnitt verglichen.

In Abbildung 2-29 wird zunächst der Bemessungsfeldstrom von $I_F = 513,7 \text{ A}$ um 10 % auf einen Wert von $462,3 \text{ A}$ reduziert. Die Feldstromänderung zum Zeitpunkt t_0 führt zu einer Regelabweichung, die durch den PI-Regler ausgeregelt wird. Die hierfür erforderliche Stellgröße U_F wird durch den rotierenden aktiven Gleichrichter gestellt. Dabei ändert sich die Feldspannung von $U_F = 99,1 \text{ V}$ auf $U_F = -600 \text{ V}$ und die Feldwicklung wird aktiv entregt. Der Zündverzögerungswinkel ist während der aktiven Entregung auf einen Wert von 150° begrenzt. Die Erregermaschine wechselt unmittelbar in den Motor-Betrieb und ein Teil der gespeicherten elektrischen Energie der Feldwicklung wird in mechanische Energie der Generatorwelle umgewandelt. Dies führt zu einer Beschleunigung der Welle. Mit einer Ausregelzeit von 15 ms wird der Feldstrom auf einen neuen Sollwert geregelt. Während dieser Zeit ändert sich die Drehzahl der Generatorwellen um $\Delta n = 0,021 \text{ min}^{-1}$.

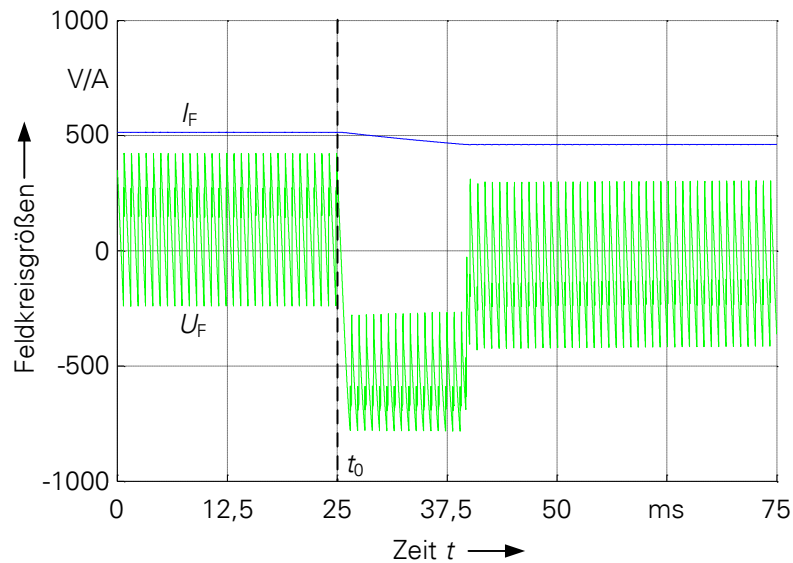


Abbildung 2-29: Änderung des Generatorfeldstroms um 10 %

In Abbildung 2-30 und Abbildung 2-31 sind die zeitlichen Verläufe des Feldstroms und der Feldspannung des Turbogenerators, das Drehmoment der Erregermaschine und die Drehzahl der Generatorwelle über einen Zeitraum von 2 Sekunden dargestellt. Darüber hinaus sind ein gleitender Mittelwert für die Feldspannung und das Drehmoment der Erregermaschine eingetragen.

In Abbildung 2-30 wird der Bemessungsfeldstrom von $I_F = 513,7 \text{ A}$ um 50 % auf einen Wert von $256,8 \text{ A}$ reduziert. Die hierfür notwendige Ausregelzeit beträgt 307 ms. Dabei wird die Generatorwelle um $\Delta n = 0,538 \text{ min}^{-1}$ beschleunigt, was in etwa zwei Tausendstel Prozent der Bemessungsdrehzahl des Turbosatzes entspricht.

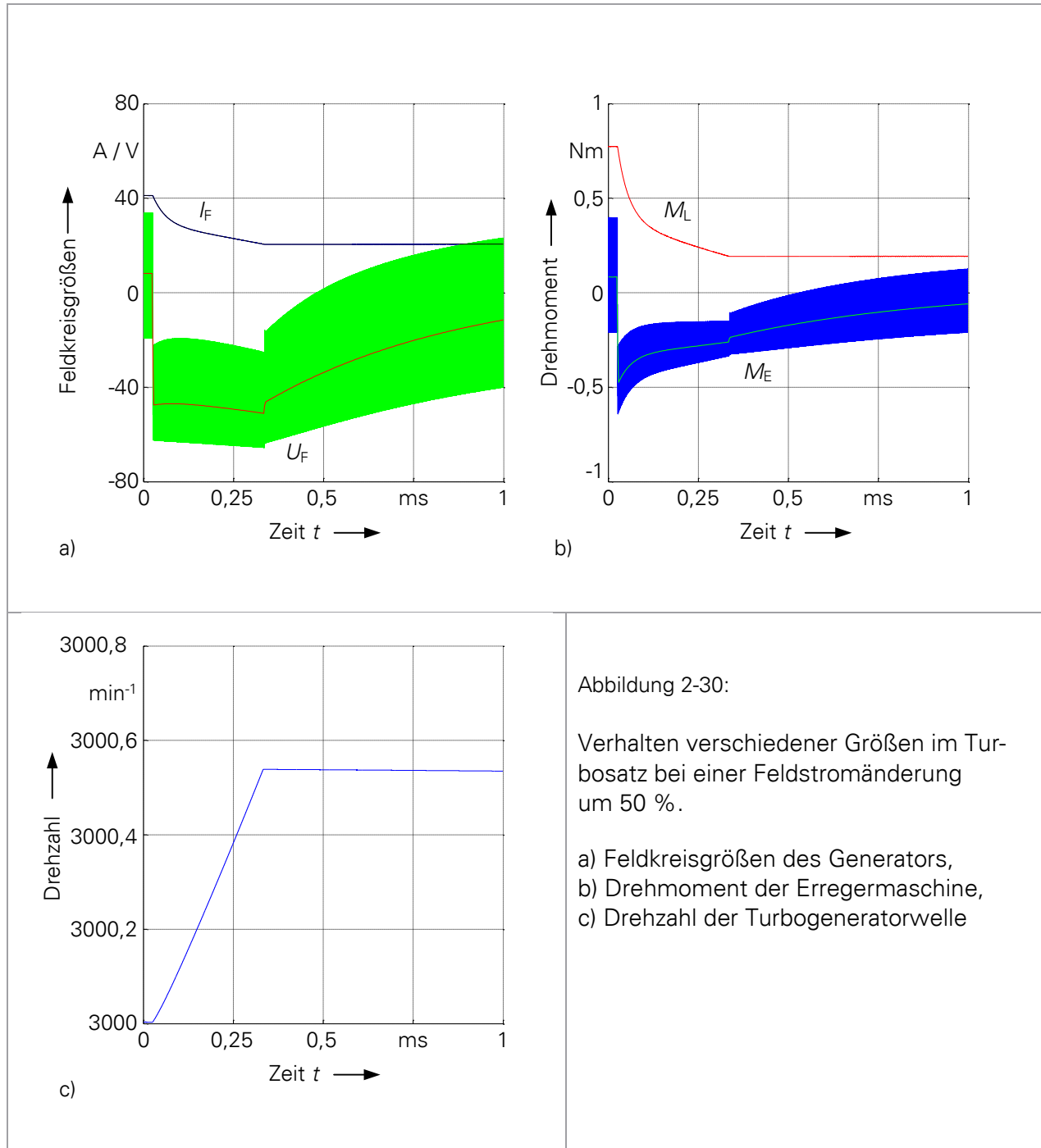


Abbildung 2-30:

Verhalten verschiedener Größen im Turbosatz bei einer Feldstromänderung um 50 %.

- a) Feldkreisgrößen des Generators,
- b) Drehmoment der Erregermaschine,
- c) Drehzahl der Turbogeneratorwelle

In Abbildung 2-31 a) wird der Feldstrom vom Bemessungswert innerhalb von 1021 ms auf den Wert Null reduziert. Die Generatorzahl ändert sich dabei um $1,909 \text{ min}^{-1}$. Das Verhalten des Feldstroms I_F , des mittleren Drehmoments der Erregermaschine M_E und der Drehzahl des Turbogenerators n in Abbildung 2-31 entspricht den Ergebnissen aus der analytischen Berechnung im vorangegangenen Abschnitt.

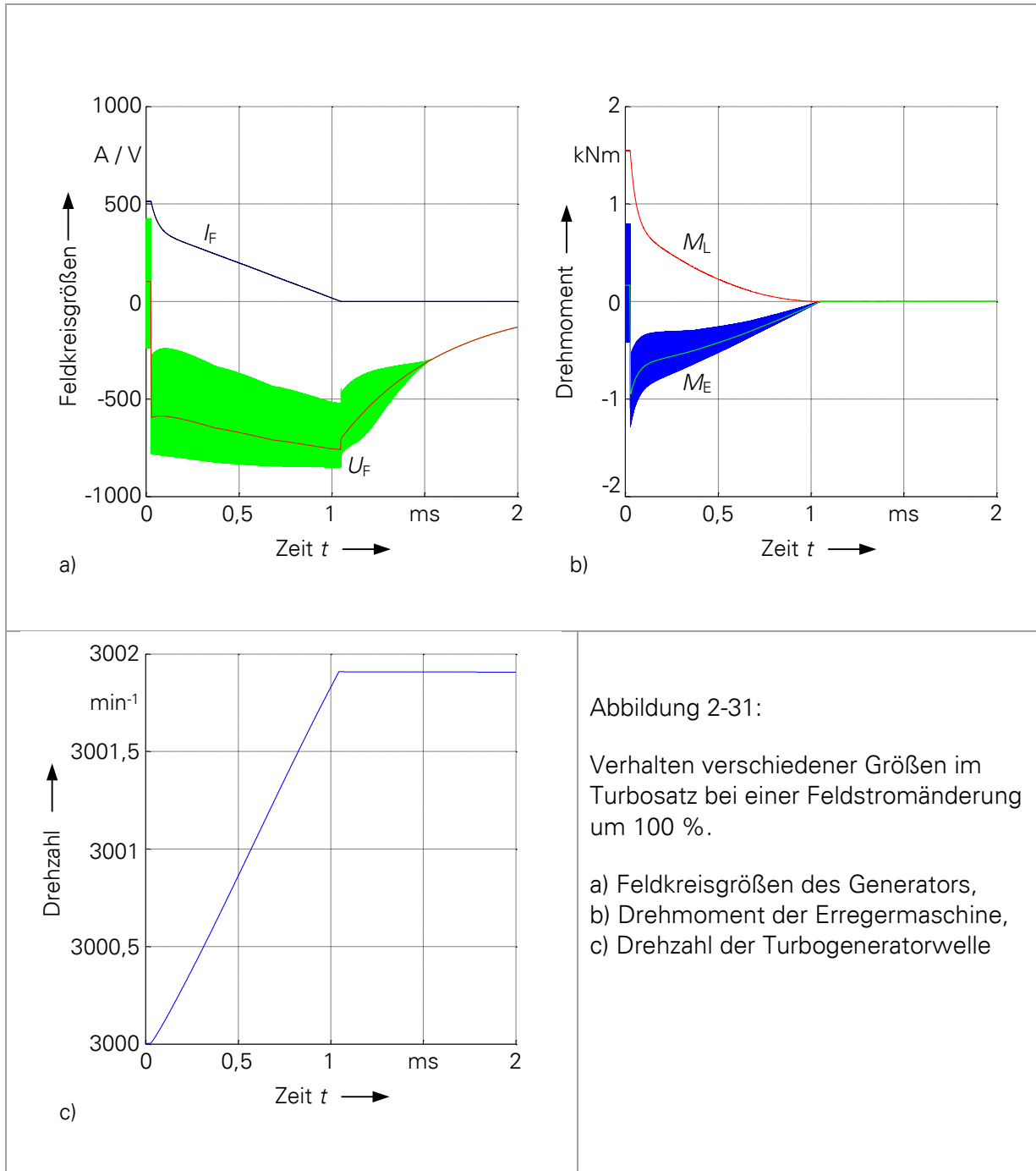


Abbildung 2-31:

Verhalten verschiedener Größen im Turbosatz bei einer Feldstromänderung um 100 %.

- a) Feldkreisgrößen des Generators,
- b) Drehmoment der Erregermaschine,
- c) Drehzahl der Turbogeneratorwelle

In Tabelle 2-11 sind die Simulationsergebnisse zusammengefasst. Die notwendige Zeit, um den Bemessungsfeldstrom auf den gewünschten Feldstrom zu ändern, und die resultierende Änderung der Generatorwellendrehzahl werden mit den Ergebnissen aus dem analytischen Ansatz des vorangegangenen Abschnitts verglichen. Die Simulationsergebnisse bestätigen die Ergebnisse der analytischen Rechnung.

Tabelle 2-11: Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Ergebnissen der analytischen Rechnung

Relative Feldstrom-änderung	Vergleichsgröße	Analytische Ergebnisse (ungeregelt)	Simulationsergebnisse (geregelt)
10 %	Entregungszeit	15 ms	13 ms
	Drehzahländerung	0.017 min ⁻¹	0.021 min ⁻¹
50 %	Entregungszeit	276 ms	307 ms
	Drehzahländerung	0.482 min ⁻¹	0.538 min ⁻¹
100 %	Entregungszeit	1160 ms	1021 ms
	Drehzahländerung	2.152 min ⁻¹	1.909 min ⁻¹

Im Folgenden soll nun geklärt werden, warum nach der vollständigen Entregung an die Feldwicklung eine Feldspannung U_f angelegt werden muss, um den Feldstrom auf den Wert null zu regeln. Die Feldwicklung des Turbogenerators ist in Nuten eingelegt. Die Nuten werden mit Nutkeilen verschlossen, um die Feldwicklung in Position zu halten und gegen die wirkenden Fliehkräfte zu schützen. Die Nutkeile werden an den Wellenenden durch Sicherungsringe kurzgeschlossen. Die Nutkeile und Sicherungsringe bilden die Dämpferwicklungen des Turbogenerators. Im Folgenden soll geklärt werden, welchen Einfluss die aktive Entregung des Turbogenerators auf die Feldwicklung hat.

In Abbildung 2-32 ist der Einfluss einer aktiven Entregung auf die Dämpferwicklung bei Leerlaufbedingung des Turbogenerators dargestellt. Die dargestellten Verläufe sind auf Basis der analytischen Modellgleichungen des Turbogenerators aus [Kun1994] berechnet. Durch die herbeigeführte Flussänderung bei einer aktiven Entregung wird in der Dämpferwicklung eine Spannung induziert, die wiederum zu einem Dämpferstrom von $I_D = 180$ A führt. Wenn der Feldstrom zu null geregelt ist, wird der Turbogenerator weiterhin durch den Dämpferstrom magnetisiert. Durch Stromwärmeverluste nimmt der Strom in der Dämpferwicklung ab. Die damit einhergehende Flussänderung induziert eine Spannung in die Feldwicklung. Der rotierende aktive Gleichrichter muss die induzierte Spannung decken, weil ansonsten der Feldstrom wieder steigt. Nach einer Zeitspanne von 2,3 s sind die Feldspannung U_f und der Strom im Dämpferkäfig I_D gleich null und der Turbogenerator ist vollständig entmagnetisiert.

In Abbildung 2-32 d) sind die Verluste in den Dämpferwicklungen dargestellt. Aufgrund der Entregung des Turbogenerators treten in den Dämpferwicklungen Stromwärmeverluste von bis zu $P_{L,D} = 110 \text{ kW}$ auf. Dabei wird in den Wicklungen während der Entregungsphase eine Energie von $E_{L,D} = 140 \text{ kW}$ s in Wärme umgesetzt. Die Verlustleistung wird durch die Kühlung des Turbogenerators abgeführt und führt zu keiner signifikanten Erwärmung der Dämpferwicklung.

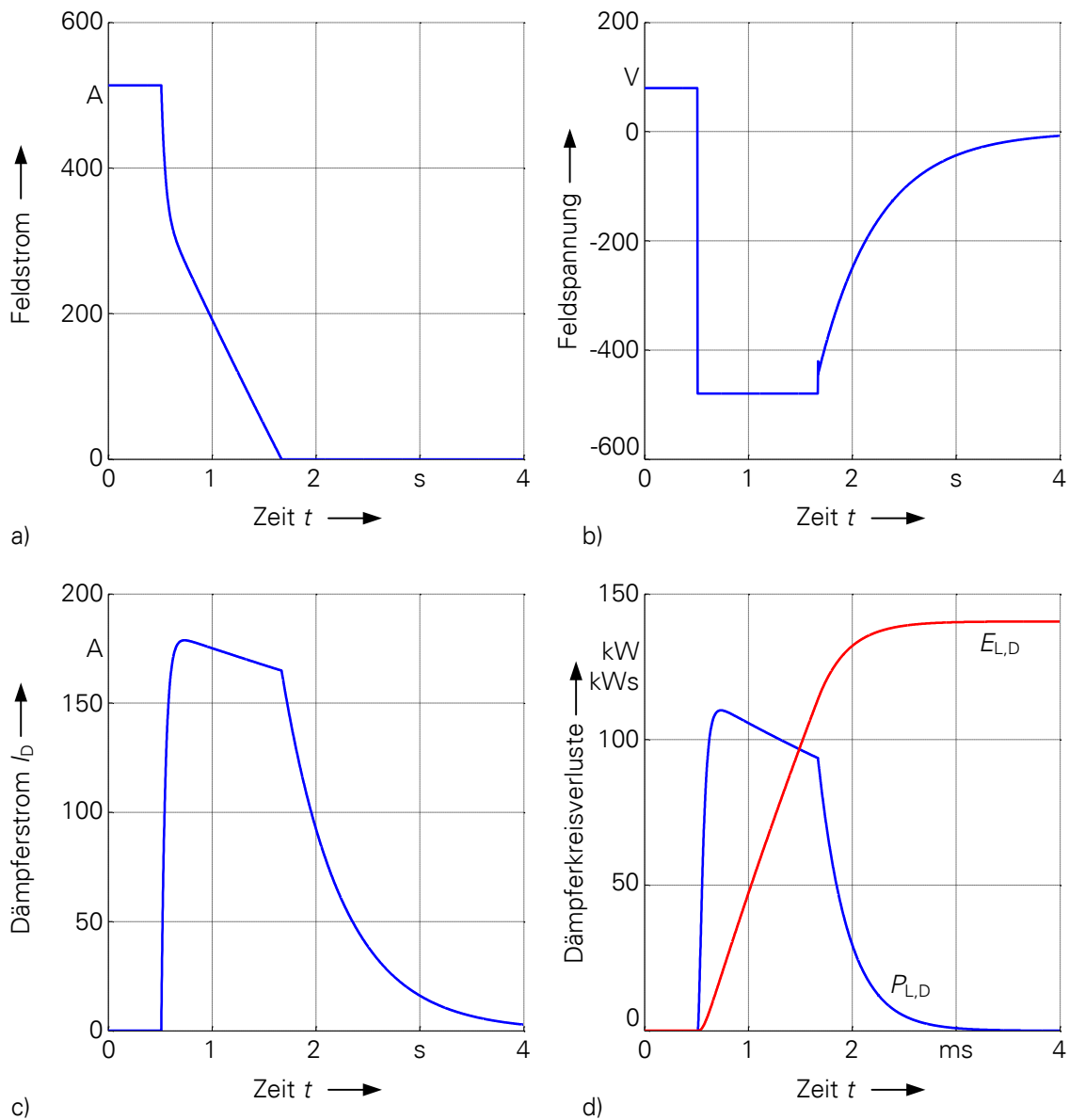
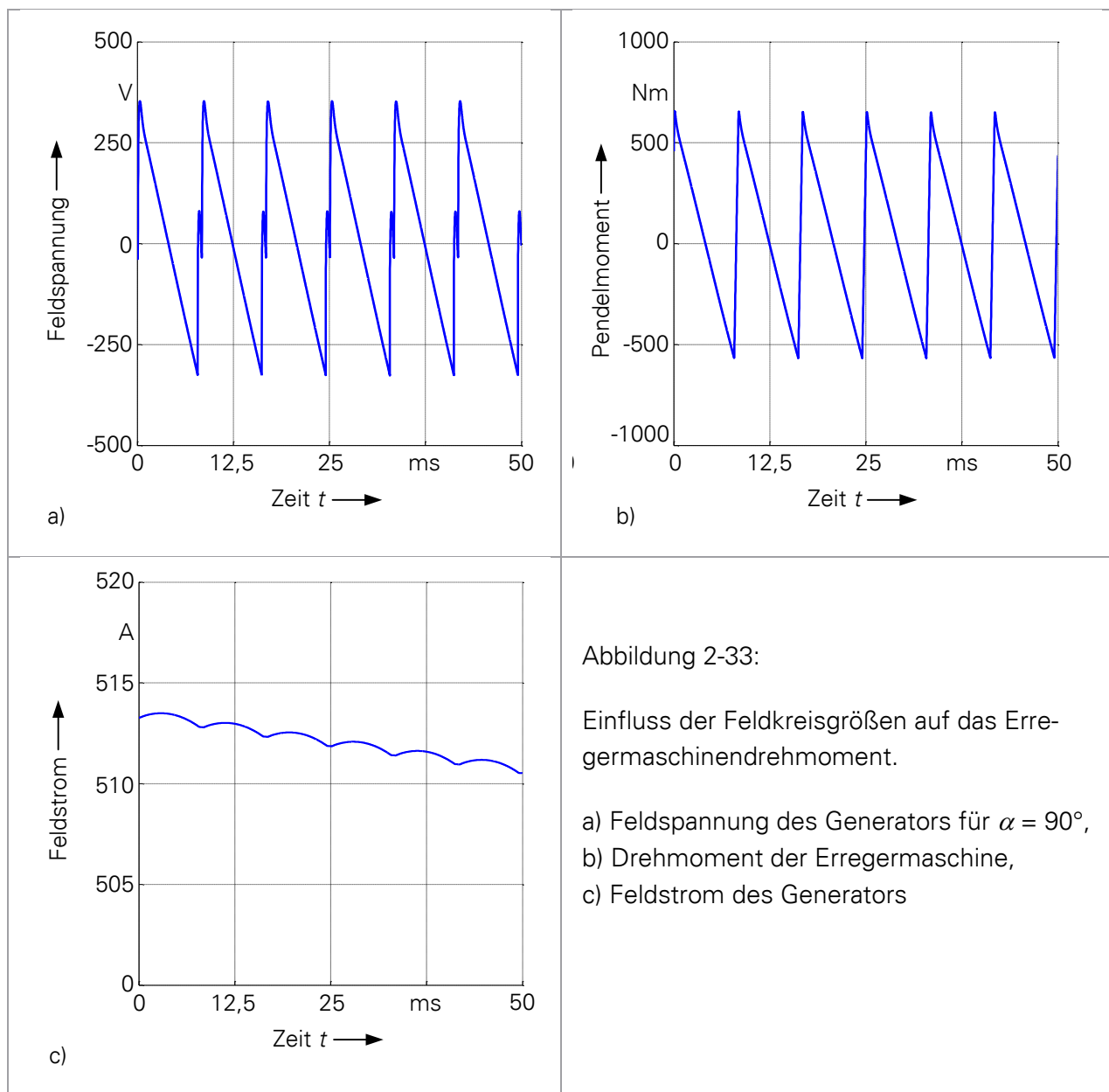


Abbildung 2-32: Feld- und Dämpfergrößen bei aktiver Entregung.
a) Strom der Feldwicklung, b) Feldspannung, c) Dämpferstrom, d) Verlustleistung und -energie der Dämpferwicklung

Mit den Simulationsergebnissen aus Abbildung 2-30 und Abbildung 2-31 wird gezeigt, dass durch eine Erregereinrichtung mit rotierendem aktivem Gleichrichter ein Erregermaschinen-drehmoment mit einem höheren Oberschwingungsgehalt erzeugt wird. Ein Erregersystem mit einem passiven Diodengleichrichter weist einen wesentlich geringen Oberschwingungsanteil auf. Aus diesem Grund soll das Drehmomentverhalten der Erregermaschine im Folgenden näher untersucht werden.

Das Drehmoment der Erregermaschinen ist im Wesentlichen abhängig von der notwendigen Erregerleistung und wird durch Gleichung (2-10) des vorangegangenen Abschnitts berechnet. In dieser Gleichung sind Verluste im Erregersystem und in der Feldwicklung vernachlässigt. Darum ist das Drehmoment von der anliegenden Spannung und vom Strom der Feldwicklung abhängig.



Aufgrund der Funktionsweise des Thyristorgleichrichters (vgl. Abschnitt 2.1.11) weist die Feldspannung in Abhängigkeit vom Zündverzögerungswinkel einen großen Oberschwingungsgehalt auf. In Abbildung 2-33 a) ist die Feldspannung U_F für einen Zündverzögerungswinkel von $\alpha = 90^\circ$ dargestellt. Durch die große Induktivität der Feldwicklung sind die Oberschwingungsanteile im Feldstrom stark gedämpft. Dadurch weist die Erregerleistung eine Pendelleistung auf, der durch die Feldspannung verursacht wird. Dieser Verzerrungsanteil führt zu Drehmomentschwankungen, die in Abbildung 2-33 b) dargestellt sind. Der aus der Feldspannung resultierende Feldstrom ist in Abbildung 2-33 dargestellt. Da ein Zündverzögerungswinkel $\alpha = 0^\circ$ vorliegt, ist die mittlere Feldspannung $U_F = 0$. Somit erfolgt eine passive Entregung der Feldwicklung und der Feldstrom sinkt entsprechend Abbildung 2-27.

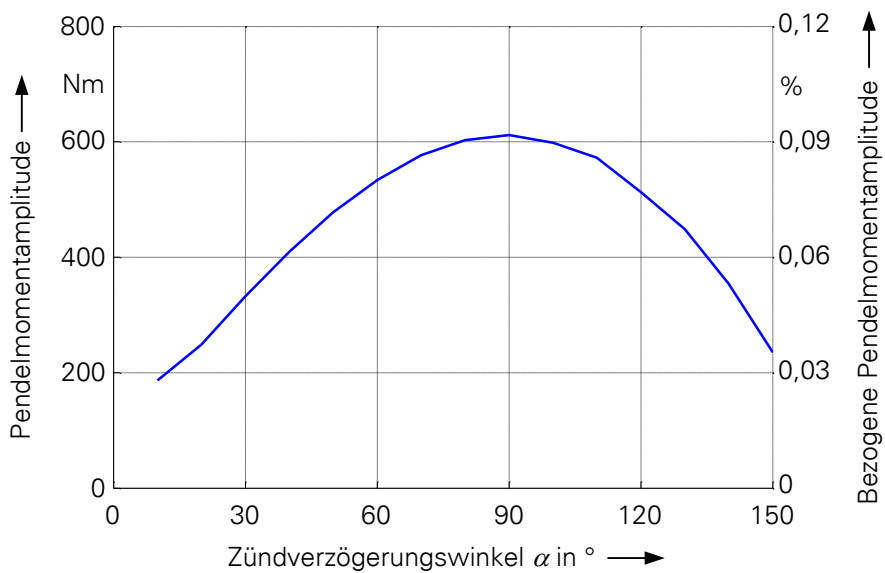


Abbildung 2-34: Einfluss des Zündverzögerungswinkels auf die Pendelmomentamplitude

Durch die Abhängigkeit des Oberschwingungsgehalts der Feldspannung vom Zündverzögerungswinkel in Abbildung 2-18 ändert sich auch das Verhalten des Erregermaschinenmoments mit einer Änderung des Zündverzögerungswinkels. In Abbildung 2-34 ist der Einfluss des Zündverzögerungswinkels auf das Drehmoment der Erregermaschine dargestellt. Für einen Zündverzögerungswinkel von $\alpha = 90^\circ$ tritt das maximale Pendelmoment auf. Die Pendelmomentamplitude beträgt etwa 610 Nm und entspricht damit 0,09 % des Bemessungsmoments des untersuchten 240-MVA-Turbogenerators. Bei einem Zündverzögerungswinkel von 10° reduziert sich die zu erwartende Pendelmomentamplitude auf 190 Nm. Dieser Wert entspricht etwa 0,025 % des Generatorbemessungsmoments. Somit kann geschlussfolgert werden, dass der Einfluss des Erregermaschinenmoments auf das mechanische Betriebsverhalten des Turbogenerators vernachlässigbar klein ist.

2.1.16 Zusammenfassung

Die Auswahl und Bewertung von Bauelementen und Schaltungstopologien wurde erfolgreich durchgeführt. Auf Basis dieser Untersuchungen wurde ein Versuchsträger an der TU Dresden aufgebaut und erfolgreich in Betrieb genommen. Dabei konnten die Erregung und aktive Entregung der Feldwicklung nachgewiesen werden. Darüber hinaus ließen sich die Überwachungs- und Schutzeinrichtungen des rotierenden aktiven Gleichrichters erfolgreich testen. Abschließend wurden die erzielten Ergebnisse auf einen 240-MVA-Turbogenerator übertragen. Die Erregerzeitkonstante wurde von 830 ms auf 118 ms durch Einsatz des RAG in der bürstenlosen Erregung reduziert. Das bedeutet eine Reduktion der Zeitkonstante um 85 %. Somit kann durch den Einsatz des RAGs in Turbogeneratoren die Dynamik der bürstenlosen Erregung auf das Niveau von statischen Erregereinrichtungen gesteigert werden.

2.2 Wichtigste Positionen des zahlenmäßigen Nachweises

Die wesentlichen Kosten im Teilvorhabens „Grundlagen einer rotationsfesten Leistungselektronik“ im Verbundprojekt RAG waren mit einer Summe von 219.482 € Personalkosten für wissenschaftliche Mitarbeiter nach der Gehaltsgruppe TV-L-Ost E13 und für die wissenschaftlichen/studentischen Hilfskräfte. Der Posten für Gegenstände und andere Investitionen von mehr als 410 € stellen mit eine Summe von 63.917,70 € den zweitgrößten Anteil an den Kosten dar und wurden für den elektrischen Test des Versuchsträgers an der TU Dresden benötigt. Für Aufträge an Dritte wurden 10.317 € ausgegeben. Hierfür wurde die Rotationsfestigkeit der Schutzbeschaltung durch die Firma Element Materials Technology Berlin GmbH beauftragt. Die verbliebenen Aufwendungen wurden für sächliche Verwaltungsausgaben genutzt und belaufen sich auf 2.000 €. In Tabelle 2-12 sind die geplanten und tatsächlichen Kosten zusammengefasst.

Tabelle 2-12: Zusammenfassung der geplanten und tatsächlichen Kosten

	Planung	Stand
Personalkosten für wissenschaftliche Mitarbeiter / studentischen Hilfskräfte	219.482,00 €	219.482,00 €
Gegenstände und andere Investitionen von mehr als 410 €	63.917,70 €	63224,11 €
Aufträge an Dritte	10.317,00 €	10.317,00 €
sächliche Verwaltungsausgaben	7.000,00 € (davon 5.000 € gesperrt)	2000,00 €
Dienstreisen	8.400,00 €	3.605,43 €
Gesamtsumme	309.116,70 €	298.628,54 €

2.3 Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit

Die im Teilvorhaben „Grundlagen einer rotationsfesten Leistungselektronik“ geleistete Arbeit bildet einen wesentlichen Bestandteil im Verbundprojekt RAG. Darin wurden grundlegende Untersuchungen für die Auswahl einer geeigneten Topologie des rotierenden aktiven Gleichrichters durchgeführt. Dabei flossen elektrische, mechanische und thermische Gesichtspunkte in die Untersuchung ein. Für verschiedene RAG-Topologien wurden definierter Betriebs- und Fehlerfälle untersucht und daraus die jeweiligen Vor- und Nachteile abgeleitet. Nach einer Grundsatzentscheidung zur RAG-Topologie erfolgten der Aufbau und die Inbetriebnahme eines Versuchsträgers. Dabei konnte die elektrische Funktionsfähigkeit nachgewiesen werden.

Die Arbeiten der TU Dresden bildeten die Grundlage für den Aufbau eines rotationsfesten Gleichrichters durch die CE-SYS Engineering GmbH und das Siemens Generatorenwerk Erfurt.

2.4 Voraussichtliche Nutzung

Der entscheidende Nutzen liegt in der Verwertung der Ergebnisse innerhalb der Kooperation. Weiterhin können für die TU Dresden die gewonnenen Erkenntnisse der weiteren Forschung zur Verfügung gestellt werden. Die Ergebnisse und Erfahrungen des Projektes fließen ein in:

- Erweiterung des Lehrangebots im Fach Geregelte Energiesysteme,
- Erweiterung des Lehrangebots im Fach Elektrische Maschinen 2 und
- Ableitung weiterführender Forschungsarbeiten.

Wirtschaftliche Erfolgsaussichten sind für Lehr- und Forschungseinrichtungen nicht kalkuliert.

2.5 Bekannt gewordener Fortschritt auf dem Gebiet durch andere Stellen

Während des Forschungsvorhabens sind keine relevanten F&E-Ergebnisse bekannt geworden.

3 Literaturverzeichnis

- [Bac2009] T. Bach, D. Wöhner, K. Takahashi, K. Hattori, M. Liese, W. Hofmann: „Determining Negative Sequence Currents of Turbine Generator Rotors“, *Proceedings of International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, S.1-6, Tokyo (Japan), 2009.
- [Ban1984] R. N. Bandopadhyaya, V. S. Subba Rao und G. S. Raju: „Field overvoltages in a brushless alternator under sequential three-phase fault condition“, *Proceedings of International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Band 3, S. 1004–1006, 1984.
- [Bär2008] H. Bärnklaus, T. Bach: „Experience with Model Simplifications for making a large FEM Calculation Case Computable“, *Proceedings of International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, S.1-5, Villamoura (Portugal), 2008.
- [BMW] „Zahlen und Fakten – Energiedaten: Nationale und Internationale Entwicklung“, Bundesministerium für Wirtschaft und Energie, 2016.
- [Dom2009] D. Domes: *Untersuchungen zum Einsatz von unipolaren SiC Leistungshalbleiterbauelementen in Antriebsstromrichtern*. Dissertation TU Chemnitz, Shaker Verlag, 2009.
- [Dru2012] O. Drubel: *Converter Applications and their Influence on Large Electrical Machines*, Habilitation TU Dresden 2011, Springer Verlag, 2012.
- [Fes2009] M. Festa, H.-D. Eberhardt, W. Hofmann: “Design Aspects of Circumferentially Cooled Frameless Machines“, *Proceedings of International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, S.1-6, Tokyo (Japan), 2009.
- [Fes2010] M. Festa, H.-D. Eberhardt, W. Hofmann: “Inter-laminar Flux and Eddy Current Losses in a Circumferentially Cooled Stator Core“, *Proceedings of International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, S.1-6, Rom (Italien), 2010.
- [Gal2009] R. Galindo-del-Valle, B. Rabelo, M. Cotorogea, W. Hofmann: “On the Emulation of an Isolated Wind Energy Conversion System: Experimental Results“, *Proceedings of Electronics, Robotics and Automotive Mechanics Conference (CERMA)*, S. 462-467, Guernavaca (Mexiko), 2009.
- [Infineon] „Technische Information – Bipolare Halbleiter“, Infineon Technologies Bipolar GmbH & Co. KG, 2012.
- [Kun1994] P. Kundur: *Power System Stability and Control*, New York: McGraw-Hill, 1994, Kapitel 4.1-4.2, S. 140-159.
- [Men2011] V.F. Mendes, C.V. de Sousa, S.R. Silva, B. Rabelo and W. Hofmann: “Modeling and Ride-Through Control of Doubly-Fed Induction Generators during Symmetrical Voltage Sags“, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Band 26, Nr. 4, S. 1161-1171, 2011

- [Mur1972] W. McMurray: „A Study of Asymmetrical Gating for Phase-Controlled Converters“. *IEEE Transactions on Industry Applications*, Band IA-8, Nr. 3, S. 289-295, 1972.
- [Na2011] W. Na: „A feedforward controller for a brushless excitation system during the diode open circuit fault operation“, *Proceedings of IEEE Power and Energy Society General Meeting*, S. 1–4, San Diego (USA), 2011.
- [Pel1971] B. R. Pelly: *Thyristor Phase-Controlled Converters and Cycloconverters*, New York: Wiley, 1971.
- [Per1973] E. M. Perrin; E. T. Schonholzer: „Fundamental Operation of Rectifiers with Thyristor AC Power Control“. *IEEE Transactions on Industry Applications*, Band IA-9, Nr. 4, S. 453-461, 1973.
- [Rüc2008] B. Rückert, W. Hofmann: „Direkte Leistungsregelung von doppelt gespeisenden Asynchrongeneratoren zur Minimierung der Gleichtaktspannung“, *VDI/VDE-Tagung zu Elektrisch-mechanische Antriebssysteme, VDI-Berichte*, Nr. 1963, Böblingen, 2008.
- [SGen] „Siemens Air-Cooled Generators SGen-100A-2P Series“, Broschüre, Siemens AG, 2013.
- [Skj1976] A. Skjellnes, B. Hanssen und T. Arnulf: „Phase-locked loop control of thyristor convertors“. *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, Band 123, Nr. 10, S. 999, 1976.
- [T940N] „Datenblatt – T940N“, Datenblatt, Infineon Technologies Bipolar GmbH & Co. KG, 2012.
- [Zou1998] T. Zouaghi und M. Poloujadoff, „Modeling of polyphase brushless exciter behavior for failing diode operation“, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Band 13, Nr. 3, S. 214-220, 1998.

4 Erfolgskontrollbericht

(Siehe Anlage)

5 Kurzfassung – Reportsblatt (siehe Anlage)

6 Kurzfassung – Reportsblatt (english), (siehe Anlage)

Berichtsblatt

1. ISBN oder ISSN	2. Berichtsart (Schlussbericht oder Veröffentlichung) Schlussbericht
3. Titel Rotierender Aktiver Gleichrichter für 2-polige Turbogeneratoren Teilvorhaben: Grundlagen einer rotationsfesten Leistungselektronik	
4. Autor(en) [Name(n), Vorname(n)] Hofmann, Wilfried; Hildebrand, Nicol; Tenner, Stephan	5. Abschlussdatum des Vorhabens 31.08.2016
	6. Veröffentlichungsdatum -
	7. Form der Publikation -
8. Durchführende Institution(en) (Name, Adresse) Technische Universität Dresden Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik Elektrotechnisches Institut Professur für Elektrische Maschinen und Antriebe Helmholtzstr. 9, 01069 Dresden	9. Ber. Nr. Durchführende Institution TB 03/16
	10. Förderkennzeichen 16ES0117K
	11. Seitenzahl 53
12. Fördernde Institution (Name, Adresse) Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) 53170 Bonn	13. Literaturangaben 21
	14. Tabellen 13
	15. Abbildungen 37
16. Zusätzliche Angaben -	
17. Vorgelegt bei (Titel, Ort, Datum) -	
18. Kurzfassung Ziel des Vorhabens war die Entwicklung einer bürstenlosen Erregung für Turbogeneratoren mit einer steuerbaren Generatorfeldspannung. Dabei lag der Fokus auf dem rotierenden Gleichrichter, welcher derzeit aus einer B6U-Schaltung (Dioden) besteht. Der Ersatz der Dioden durch moderne, aktiv steuerbare Leistungshalbleiter sollte die Dynamik des Erregersystems verbessern und eine aktive Entregung durch eine negative mittlere Generatorfeldspannung ermöglichen. Alle anderen Komponenten der Haupterregemaschine und des Generators blieben unverändert. Im Teilvorhaben „Grundlagen einer rotationsfesten Leistungselektronik“ erfolgte die Auswahl und Bewertung von Bauelementen und Schaltungstopologien. Auf Basis dieser Untersuchungen wurde ein Versuchsträger an der TU Dresden aufgebaut und erfolgreich in Betrieb genommen. Dabei sollte die Erregung und aktive Entregung der Feldwicklung nachgewiesen werden. Die erzielten Ergebnisse wurden anschließend auf einen 240-MVA-Turbogenerator übertragen, um die Wirksamkeit des rotierenden aktiven Gleichrichters auf die Dynamik der bürstenlosen Erregung abzuschätzen.	
19. Schlagwörter Rotierender Aktiver Gleichrichter, Turbogenerator, Thyristorgleichrichter, Bürstenlose Erregung, Aktive Entregung, Schutzbeschaltung	
20. Verlag -	21. Preis -

Document Control Sheet

1. ISBN or ISSN -	2. type of document (e.g. report, publication) Report
3. title Rotating Active Rectifier for 2-pole Turbo Generators Subproject: Basics of Rotating Power Electronics	
4. author(s) (family name, first name(s)) Hofmann, Wilfried; Hildebrand, Nicol; Tenner, Stephan	5. end of project 31.08.2016
	6. publication date -
	7. form of publication -
8. performing organization(s) (name, address) Technische Universität Dresden Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik Elektrotechnisches Institut Professur für Elektrische Maschinen und Antriebe Helmholtzstr. 9, 01069 Dresden	9. originator's report no. TB 03/16
	10. reference no. 16ES0117K
	11. no. of pages 53
12. sponsoring agency (name, address) Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) 53170 Bonn	13. no. of references 21
	14. no. of tables 13
	15. no. of figures 37
16. supplementary notes -	
17. presented at (title, place, date) -	
18. abstract The goal of this project was the development of a brushless excitation of turbogenerators with a controllable generator field voltage. The focus was on the rotating rectifier, which currently consists of a B6U circuit (diodes). The replacement of the diodes through modern, actively controllable power semiconductor should improve the dynamics of the excitation system and allow an active de-excitation by a negative generator field voltage. All other components of the main exciter and generator remained unchanged. In the Subproject "Basics of Rotating Power Electronics", the selection and evaluation of components and circuit topologies was established. Based on these investigations, a test carrier has been built and successfully put into operation at the TU Dresden. The excitation and active de-excitation of the field winding was demonstrated. Thereupon, the obtained results were applied to a 240-MVA turbogenerator to estimate the effectiveness of the rotating active rectifier on the dynamic behavior of the brushless excitation.	
19. keywords Rotating Active Rectifier, Turbogenerator, Thyristor Rectifier, Brushless Excitation, Active De-Excitation, Protective Circuit	
20. publisher -	21. price -