



Philipp Siegl, BSc

**Rechenmodell zur Simulation der
Hochlauferwärmung und Auswertung der
erlaubten Anläufe eines
Schleifringläufer-Asynchronmotors**

MASTERARBEIT

zur Erlangung des akademischen Grades

Diplomingenieur

eingereicht an der

Technischen Universität Graz

Betreuer

Ass.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Klaus Krischan

Institut für Elektrische Antriebstechnik und Maschinen

Dipl.-Ing. Reinhard Ingruber

ELIN Motoren GmbH

Graz, Januar 2017

Eidesstattliche Erklärung

Hiermit versichere ich, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst und keine anderen als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt habe. Alle Ausführungen, die fremden Quellen wörtlich oder sinngemäß entnommen wurden, sind kenntlich gemacht. Die Arbeit war in gleicher oder ähnlicher Form noch nicht Bestandteil einer Studien- oder Prüfungsleistung.

Graz, am 16. Januar 2017

Datum

Unterschrift

Danksagung

Hiermit möchte ich mich bei allen herzlich bedanken, die mich während meiner Masterarbeit unterstützt haben. Speziell ergeht mein Dank an

- Ass.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Klaus Krischan von der TU Graz für die fachliche Betreuung zu jeder Zeit, damit ich meine Arbeit in dieser Qualität erstellen konnte
- die Firma Elin Motoren GmbH, welche mir die Möglichkeit gab diese Arbeit zu schreiben
- Dipl.-Ing. Reinhard Ingruber für die Bereitstellung des Themas, für die herausfordernde Aufgabenstellung sowie sein offenes Ohr für alle meine Fragen
- Dipl.-Ing. Christian Mann von der Elin Motoren GmbH für die fachliche Betreuung
- alle Mitarbeiterinnen und Mitarbeiter der Firma Elin Motoren GmbH für die Unterstützung in allen möglichen Bereichen und die unkomplizierte Beantwortung meiner Fragen
- meine Familie, meine Partnerin und Freunde für die permanente Unterstützung in jeglicher Form für die Arbeit und während meines Studiums.

Graz, am 16. Januar 2017

Philipp Siegl

Kurzfassung

Diese Masterarbeit wurde im Auftrag der Firma Elin Motoren GmbH erstellt und befasst sich mit einer elektrischen und einer thermischen Modellbildung, um die erlaubten Anläufe von Asynchronmaschinen mit Schleifringen im unregelmäßigen Betrieb analysieren zu können. Anwendungsbereiche dieser Maschinen sind zum Beispiel lange Güterförderbänder, Seilbahnen und Steinbrechmaschinen, die allesamt ein hohes Lastmoment und eine hohe Lastträgheit aufweisen. Beim Anlauf gegen große Lastmomente fließen hohe Ströme in den Stator- und Rotorwicklungen, zusätzlich kann der Hochlaufvorgang aufgrund der großen Trägheit bis zu einigen Minuten dauern. Dies wirkt sich unmittelbar auf das thermische Verhalten des Motors aus, wobei die thermische Beständigkeit innerhalb des Motors von wesentlicher Bedeutung ist.

Ziel der Arbeit ist es, ein Werkzeug zu erstellen, das die Temperaturentwicklung der stark beanspruchten Komponenten des Motors nachbildet. Dabei wurde ausgehend von der Geometrie des Motors und den Lastdaten der anzutreibenden Maschine in einem elektrisch-mechanischen Modell der Hochlaufvorgang simuliert. Es ist auch möglich, die Einflüsse der Stromverdrängung in den Wicklungen für ausgesuchte Leiterkonfigurationen und die Spannungsabsenkung an den Motorklemmen bei hoher Netzimpedanz berücksichtigen zu können. Dabei wurde die entstehende Verlustverteilung in unterschiedlich modellierte Komponenten des Motors eingepreßt und die thermischen Auswirkungen simuliert. Der Fokus wurde auf den thermisch stark beanspruchten Rotor gelegt. Der Einfluss des ausgewählten Kühlkonzeptes wurde dabei ebenso berücksichtigt.

Das erstellte Werkzeug wurde mit Hilfe von Daten einer bestehenden Referenzmaschine getestet. Es wurden dafür die zur Verfügung stehenden Anwendungsdaten einer anzutreibenden Arbeitsmaschine verwendet. Dabei wurden Teiluntersuchungen durchgeführt, die zu einem einfachen aber aussagekräftigen thermischen Modell des Rotors führten. Unter Berücksichtigung einiger Messungen und empirisch ermittelten Größen der Referenzmaschine wurden Modellparameter verfeinert. Im letzten Teil der Arbeit wurden mögliche Anlaufsznarien definiert und die erlaubten Anläufe des Asynchronmotors für diese Fälle untersucht.

Abstract

This master thesis has been written under authority of Elin Motoren GmbH and deals with an electrical and thermal model design in order to determine the permitted number of starts of induction machines with slip rings in an intermittent operation. Scopes for such machines are large conveyor belts, cableways and rock crushing machinery, which show a high load torque and a high load inertia. When starting a machine at full load, high electrical currents flows in stator and rotor windings. Additionally, the start-up may need several minutes due to the inertia, which affects the thermal behaviour of the motor immediately. The thermal durability within the motor is paramount.

The purpose of this study is to construct a tool, which reproduces the temperature development of heavily loaded motor components. It is possible to consider the influences of the skin effect within windings for selected rotor bar configurations, as well as the voltage dip on the motor terminals caused by high grid impedances. The resulting loss distribution was an input for the various modelled motor components and the thermal behaviour of the components was simulated. The focus lay on the thermal highly stressed rotor and the influence of the selected cooling concept was considered.

Data from a consisting reference machine helped to test the created tool. Therefore, the available application data from the driven machine were used. Substudies helped to come to a simple but meaningful thermal model of the rotor. Model parameters were improved in consideration of several tests and empirically estimated factors. In the last part of the thesis, start-up scenarios were defined and the permitted number of starts of the induction motor were investigated.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Idee/Ausgangssituation	1
1.2	Ziele und Aufgabenstellung	2
1.3	Untersuchungsbereich	4
2	Theoretische Grundlagen	6
2.1	Stromverdrängung	6
2.1.1	Analytisch geschlossene Berechnung der Stromverdrängung	7
2.1.2	Massive Leiter	9
2.2	Stationäres Verhalten der SR-ASM	12
2.3	Dynamische Bewegungsgleichung	18
2.4	Thermische Netzwerktheorie	19
2.4.1	Verlustleistung	20
2.4.2	Wärmeleitung	23
2.4.3	Konvektion	24
2.4.4	Thermisches Ersatznetzwerk	26
3	Rechenmodell	29
3.1	Elektrisches Rechenmodell	29
3.2	Mechanisches Rechenmodell	37
3.3	Thermisches Rechenmodell	38
3.4	Gesamtmodell	40
4	Berechnungen an einer Referenzmaschine	42
4.1	Die Referenzmaschine	42
4.2	Ergebnisse aus dem elektrischen Modell	43
4.2.1	Einfluss der Nichtlinearität des Elektrobleches	43
4.2.2	Einfluss der Stromverdrängung	45

4.2.3	Auswirkungen auf die elektrischen Kenngrößen	49
4.3	Ergebnisse aus dem mechanischen Modell	51
4.4	Modellierung thermischer Netzwerke einzelner Teilkomponenten . .	53
4.4.1	Axiales thermisches Modell für ein Rotorteilstück	55
4.4.2	Radiales thermisches Modell eines Rotorteilstücks	63
4.4.3	Modellierung des Wickelkopfes	68
4.5	Modellierung eines thermischen Netzwerkes für den gesamten Rotor	70
5	Zusätzliche Maßnahmen und Analysen	74
5.1	Berücksichtigung der spezifischen Leitfähigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur	75
5.2	Abgleich mit Messungen	76
5.3	Auswertung der erlaubten Anläufe	80
6	Zusammenfassung und Ausblick	86
7	Anhang	89

Abbildungsverzeichnis

1.1	Projektphasenplan für die Diplomarbeit	3
2.1	Rechteckleiter in einer Eisennut für die geschlossene analytische Berechnung der Stromverdrängung ([1], S. 401)	8
2.2	Stromverdrängung in zwei übereinander liegenden massiven Leitern ([1], S. 397) - J_g steht für die Stromdichteverteilung bei Gleichstrom, J_u für die Verteilung, verursacht durch den Strom im unteren Leiter und J_o für die Verteilung im oberen Leiter, verursacht durch die Ströme in beiden Leitern	11
2.3	Stationäres Ersatzschaltbild einer Asynchronmaschine mit Netzkopplung und Zusatzwiderstand R'_{ext} in Anlehnung an [4], S. 224 . .	13
2.4	Drehmoment über Schlupf- Kennlinie ohne (a) und mit unterschiedlichem externen Widerstand im Rotorkreis (b), (c), (d) ([4], S. 265) . .	15
2.5	Stationäres Ersatzschaltbild einer Asynchronmaschine im Leerlauf ohne Berücksichtigung der Netzimpedanz in Anlehnung an [4], S. 249	17
2.6	Schematische Skizze und thermisches Netzwerk eines Rotorstabes mit Unterteilung in n-Schichten axialer (links) bzw. radialer Richtung (rechts) in Anlehnung an [16], S. 8	28
3.1	(a) Verteilung der Stromdichte über die Höhe eines einzelnen Leiters h_L , (b) Verteilung der Stromdichte über zwei Leiter der Höhe $h_L/2$, welche übereinander angeordnet sind	32
3.2	Flussdiagramm der iterativen Berechnung des Magnetisierungsstroms I_m	34
3.3	Drehmoment über Schlupf- Kennlinienfeld für 17 Stufen	35
3.4	Drehmoment über Schlupf- Hochlaufkennlinie	37
3.5	Rotorstrom über Schlupf- Hochlaufkennlinie	37

3.6	Mechanisches Modell der Maschine in Simulink	38
3.7	Thermisches Modell mit $n - 2$ Differenzialgleichungen der Form (2.58); $PC_{uv,k}$ steht dabei für die Verlustleistung	39
3.8	Thermisches Modell der $n - ten$ Differenzialgleichung mit Erweiterungen von äußeren Einflüssen	39
3.9	Thermischer Modellblock für einen Kupferstab mit axialem Wärmetransport über $n = 20$ Differenzialgleichungen	41
3.10	Axiale Temperaturverteilung in einem Kupferstückmodell für eine Simulationszeit von einer Stunde	41
4.1	(a) Hauptreaktanz als Funktion über den Magnetisierungsstrom, (b) Eisenverlustwiderstand als Funktion über den Magnetisierungsstrom - beide Kennlinien beinhalten den Widerstandswert für den in der Leerlaufmessung ermittelten Leerlaufstrom; Anhang 7 Teil A	44
4.2	(a) Drehmoment über Schlupf- Kennlinie mit bzw. ohne Berücksichtigung der Netzimpedanz, (b) prozentuales Verhältnis der beiden Kennlinien aus Bild (a)	45
4.3	Skizze der verwendeten Leiterkonfiguration im Rotor der Referenzmaschine - angelehnt an Fertigungsvorschrift von ELIN	47
4.4	(a) k_r Faktor über den Schlupf für Wicklungskonfiguration im Rotor mit einem Leiter und zwei Leitern, (b) zeigt für die gleiche Konfigurationen den k_x Faktor	48
4.5	(a) zeigt die Stromdichteverteilung über die Höhe mit einem Leiter, (b) zeigt die Stromdichteverteilung über die Höhe mit zwei Leitern .	49
4.6	s-M Hochlaufkennlinie aus der Simulation mit und ohne k_r Faktor .	50
4.7	s-M Hochlaufkennlinie aus der Simulation mit k_r Faktor und Berücksichtigung des Spannungseinbruchs	51
4.8	s-Ir Hochlaufkennlinie mit und ohne k_r Faktor aus der Simulation .	52
4.9	Mechanische Drehzahl während des Hochlaufvorgangs	52
4.10	Schematische axiale Darstellung des Rotors ohne Wickelköpfe	55
4.11	Schematische axiale und radiale Darstellung des Rotorteilstücks . .	56
4.12	(a) Zahnverlustkennlinie über Schlupf für n-tes Teilstück im Zahn, (b) Kupferverlustkennlinie über Schlupf für n-tes Teilstück im Eisenpaket	60

4.13	Thermisches Netzwerk des axial unterteilten Rotorstabes	61
4.14	Temperaturerhöhung im Kupferstab des axial modellierten Teilstücks	62
4.15	Temperaturerhöhung im Zahn des axial modellierten Teilstücks . . .	63
4.16	Thermisches Netzwerk des radial unterteilten Rotorstabes	66
4.17	Temperaturerhöhung in zwei Kupferstäben des radial modellierten Teilstücks	67
4.18	Schematische Darstellung des Wickelkopfs	68
4.19	Thermisches Netzwerk des Wickelkopfs	69
4.20	Temperaturerhöhung ausgewählter Teilkomponenten im Oberstab des Rotors	71
4.21	Thermisches Netzwerk des gesamten Rotors	73
5.1	Temperaturabhängigkeit des Kupfers während der Simulation . . .	75
5.2	Temperaturverläufe für das erste Szenario	82
5.3	Temperaturverläufe für das modifizierte Szenario	83
5.4	Temperaturverläufe für das zweite Szenario	84

Tabellenverzeichnis

2.1	Analogie zwischen thermischen und elektrischen Größen ([8], S. 548)	26
4.1	Bemessungsdaten der Referenzmaschine	43
4.2	Spezifikation des schaltbaren Zusatzwiderstandes mit den Phasen- größen	43
4.3	Spezifikation des Verteiltransformators ([6], S. 2)	43
4.4	Thermische Eigenschaften von Materialien bei Raumtemperatur von 20°C ([8], Seite 536)	53
4.5	Parameter für das thermische Netzwerk aus Abbildung 4.13	61
4.6	Parameter für das thermische Netzwerk aus Abbildung 4.16	66
4.7	Parameter für das thermische Netzwerk aus Abbildung 4.19	70
5.1	stationäre Temperaturverteilung im Oberstab des Rotors - Die Ziffer steht für die Nummer der Differenzialgleichung im Netzwerk	78

1 Einleitung

1.1 Idee/Ausgangssituation

Die ELIN Motoren GmbH (nachfolgend ELIN genannt) entwickelt und fertigt rotierende elektrische Maschinen höchster Qualität und beliefert Kunden auf der gesamten Welt. Dabei werden Elektromotoren bis 35 MW und Generatoren im Leistungsbereich bis 50 MVA produziert. Neben den Synchronmaschinen spezialisieren sich die Ingenieure bei ELIN auf die Entwicklung von Asynchronmaschinen im Mittel- und Niederspannungsbereich. Weiters werden im Unternehmen sowohl Asynchronmaschinen mit Kurzschlussläufer-Ausführung als auch mit gewickeltem dreiphasigen Rotor mit Schleifringen gefertigt.

Obwohl die Erfindung der Drehfeld-Asynchronmaschine schon gut 125 Jahre zurückliegt, ergeben sich durch die freie Marktwirtschaft immer wieder neue Herausforderungen zur Verbesserung der elektrischen Antriebsmaschinen. Gute Performance, beste Qualität sowie hohe Lebensdauer und das zu einem niedrigen Preis sind kurz zusammengefasst die Wünsche der Kunden. Vor allem der große Preisdruck durch die Konkurrenz auf Anbieterseite erfordert in der Entwicklung neue Ideen und Innovationen, um durch laufend verbesserte Technik und geringere Herstellkosten der Maschinen die hohe Qualität weiterhin gewährleisten zu können.

Aufgrund des starken Wettbewerbs sind im Bereich der Schleifringläufer-Asynchronmotoren (nachfolgend SR-ASM genannt) Produktinnovationen notwendig. Dieser Maschinentyp wird vorrangig bei Anwendungen eingesetzt, die beim Anlaufen hohe Gegen- und Trägheitsmomente aufweisen die der Motor durch ein hohes Anlaufdrehmoment überwinden muss, während die Drehzahl im Betrieb nahezu konstant bleibt und nicht geregelt werden muss. Beispielhafte Anwendungsbereiche sind lange Güterförderbänder, Seilbahnen oder Steinbrechmaschinen. Für das hohe

Anlaufmoment ist bei SR-ASM nur ein - verglichen mit Kurzschlussläufer ASM geringer Anlaufstrom nötig. Deshalb wird der Motor in Regionen eingesetzt, wo ein schwaches Stromnetz vorhanden ist. Auch weil sich frequenzumrichterbetriebene Motoren nachteilig auf die Netzqualität auswirken und Frequenzumrichter beim Betrieb von Maschinen mit Schleifringen nicht benötigt werden.

Eine wichtige Thematik des SR-ASM ist die thermische Belastung beim Hochlauf. Dieser Vorgang kann von Anwendung zu Anwendung unterschiedlich ablaufen und dabei ist es keine Seltenheit, dass innerhalb eines bestimmten Zeitintervalles mehrere Hochlaufvorgänge mit unterschiedlichen Lastprofilen (z.B.: Leerlauf, Teillast, Vollast) durchgeführt werden. Als Beispiel sei ein voll beladenes Förderband angeführt, welches aus gegebenen Gründen (z.B.: Netzunterbrechungen, Funktionstest bei Inbetriebnahme) während einer kurzen Zeitperiode - im Minutenbereich - mehrmals in Folge mit Vollast anfährt. Die thermische Belastung ist dabei enorm, da die Abkühlungsphasen während der Pausen sehr kurz sind. Um diese Beanspruchungen zu überstehen, sind die Motoren aus Qualitätsgründen um eine hohe Lebensdauer zu garantieren oft überdimensioniert.

Aus diesen Gründen ist es bereits für die Auslegung des Motors von entscheidender Bedeutung, entsprechend den vom Kunden gewünschten Anforderungen bestimmte Lastzyklen und erlaubte Anläufe vorab zu simulieren. Dadurch ergeben sich zwei Vorteile. Einerseits sensibilisiert man den Kunden durch seine Einbindung für diese Thematik und andererseits lässt sich der Motor auch weniger überdimensioniert und daher kostengünstiger auslegen und produzieren. Dies schafft wiederum Wettbewerbsvorteile am Anbietermarkt.

Für den SR-ASM gibt es bei ELIN derzeit kein geeignetes Werkzeug um die Wärmeentwicklung für die oben angeführte Problematik vorab zu simulieren. Im folgenden werden die Ziele für diese Arbeit beschrieben.

1.2 Ziele und Aufgabenstellung

Kernziel dieser Masterarbeit ist es, die Wärmeentwicklung und Erwärmung des SR-ASM während des Hochlaufvorganges über eine Simulation abzubilden und zu analysieren. Für die Umsetzung wird die Arbeit in folgende Teilaufgaben gegliedert.

1.3 Untersuchungsbereich

Die Modellbildung gliedert sich in drei Teilbereiche. Um die elektromagnetischen Eigenschaften des SR-ASM abzubilden, wird auf ein stationäres Modell zurückgegriffen. Das bietet den Vorteil, dass Einschwingvorgänge für Drehmoment und Strom nicht berücksichtigt werden müssen und somit deren Berechnung wesentlich einfacher ist. Es muss dafür jedoch eine gewisse Ungenauigkeit akzeptiert werden. Um das Anlaufmoment zu erhöhen bzw. den dafür notwendigen Anlaufstrom zu senken, wird bei dem SR-ASM ein externer Widerstand in Serie zur Rotorwicklung geschaltet. Dieser sogenannte *Anlasswiderstand* kann als variabler Widerstand verstanden werden, wobei jeder Widerstandswert eine andere Drehmoment-Drehzahl Charakteristik der Maschine bewirkt. Über diesen stufenförmig oder kontinuierlich verstellbaren Widerstand lässt sich die Maschine geschaltet hochfahren. Bei einer dynamischen Betrachtung würde die Berechnung wesentlich aufwändiger sein. Der stufenförmige Schaltvorgang soll im stationären Modell berechnet werden, um die Stromverläufe für Stator und Rotor zu erhalten. Daraus lässt sich die Verlustverteilung während des Hochlaufs berechnen. Zusätzlich tritt durch die Nutform im Rotor und die hohe Rotorfrequenz beim Anlauf des Motors *Stromverdrängung* innerhalb der Wicklungen in den Rotornuten auf. Der Einfluss des sich dadurch erhöhenden Rotorwicklungswiderstandes soll ebenfalls untersucht werden.

Weiters wird der Einfluss der *nichtlinearen* Charakteristik der Hauptreaktanz der Maschine analysiert. Aufgrund von Netzspannungsschwankungen kann es vorkommen, dass der SR-ASM mit reduzierter Spannung Anlaufen muss. Dies tritt bei schwachen Netzen häufiger auf und wirkt sich auf die gesamte Hauptimpedanz und die entstehende Flussverkettung aus. Da das Drehmoment im Allgemeinen von der Versorgungsspannung des Motors abhängig ist, werden Auswirkungen des Spannungseinbruchs an den Motorklemmen untersucht.

Aus dem elektromagnetischen Modell ergibt sich der Drehmomentverlauf der Maschine während des Hochlaufs. Dieser soll zusammen mit dem anliegenden Gegenmomentverlauf der Arbeitsmaschine als Eingang für das mechanische Modell der Asynchronmaschine dienen. Durch die Lösung des *Drallsatzes* ergibt sich aus diesem dynamischen Modell der zeitliche Verlauf der Drehzahl sowie die notwendige Anlaufzeit für den Vorgang.

Die Drehzahl dient zusammen mit den korrespondierenden Stator- bzw. Rotorströmen als Eingang für das thermische Modell. Aus den Strömen lässt sich die jeweilige Verlustverteilung der einzelnen Motorteile berechnen. Die Verluste fallen durch die Stromwärme im Kupfer aber auch durch Ummagnetisierungsvorgänge und Wirbelstromausprägung im Eisen an. Die gesamte Verlustverteilung wird ins thermische Modell eingepreist. Das Modell wird als *thermisches Netzwerk* aufgebaut, wobei grundsätzlich jeder gewünschte Motorteil modelliert werden kann. In dieser Arbeit liegt das Augenmerk auf dem Rotor der Maschine. Dabei werden für Teilanalysen symmetrische Bedingungen in axialer und radialer Richtung sowie entlang des Umfangs genutzt. Die Temperaturverteilung in diesen vereinfachten Teilkomponenten wird simuliert und analysiert. Ziel ist es, ein relativ einfaches aber aussagekräftiges Gesamtmodell des Rotors zu generieren. Für die Parametrierung des jeweiligen Netzwerkes wird auf die Geometrie der Motorteile und die physikalischen Gegebenheiten der Materialien, wie z.B. Wärmeleitfähigkeit und -kapazität von Kupfer, zurückgegriffen. Für die Kühlung des Motors wird eine Wärmekonvektion mit dem Kühlmittel Luft berücksichtigt. Einige Parameter lassen sich nur aufgrund von Messergebnissen und Erfahrungswerten einstellen.

Letzteres sorgt für eine gewisse Unschärfe des Modells und zeigt die Grenzen der thermischen Modellbildung auf. Mit Hilfe der Daten einer bereits in Betrieb befindlichen Referenzmaschine werden Simulationen am gesamten elektromagnetisch-mechanisch-thermisch aufgebauten Rechenmodell durchgeführt. Über bereitstehende Messungen wird anschließend versucht, ausgewählte Verfeinerungen durchzuführen. In der Folge werden ausgesuchte Szenarien definiert, bei denen die Erwärmung während mehrerer aufeinander folgenden Hochläufe analysiert wird. Dabei soll gezeigt werden, welche Aussagen mit dem Modell getroffen werden können und für welche Bereiche es sich in weiterer Folge lohnt, genauere Analysen durchzuführen.

2 Theoretische Grundlagen

Ausgehend von einer umfassenden Literaturstudie wurden theoretische Grundlagen, auf denen die in dieser Arbeit beschriebene Modellbildung aufgebaut ist, gefunden. In diesem Kapitel werden die Grundlagen angeführt und ausführlich beschrieben.

2.1 Stromverdrängung

Die Stromverdrängung beschreibt eine ungleichmäßige Stromdichteverteilung über die Querschnittsfläche eines elektrischen Leiters. Diese ungleichmäßig verteilte Stromdichte verursacht eine Vergrößerung des resultierenden Widerstands des Leiters und in der Folge eine Vergrößerung der Kupferverluste, was wiederum eine höhere Wärmeentwicklung zur Folge hat. Der Stromverdrängungseffekt wird bei elektrischen Maschinen oft gezielt verwendet um durch die Widerstandserhöhung in den Rotorstäben eine Vergrößerung des Anlaufmoments zu erhalten; z.B. in einer Asynchronmaschine mit Hochstabläufer. In den meisten Fällen ist der Effekt aufgrund der schlechteren Effizienz aber nicht erwünscht. Zusätzlich bewirkt die Stromverdrängung auch eine Feldverdrängung, welche sich auf die Streuinduktivitäten der Maschine und in der Folge auf das Kippmoment und den Anlaufstrom auswirkt. ([1], S. 385)

Grundsätzlich gibt es zwei wesentliche Faktoren, die die Stromverdrängung beeinflussen. Zum einen ist dies die Geometrie des Leiters und zum anderen die auftretende Frequenz des Stroms. Bezüglich der Geometrie lässt sich in der Literatur nur für spezielle Fälle eine geschlossen analytische Lösung finden. Für komplizierte Sonderformen wird meist mittels Diskretisierung des Querschnitts eine Lösung näherungsweise berechnet. ([2], S. 1451-1455)

Die Stromverdrängung kann in unterschiedlichen Bereichen bei elektrischen Maschinen auftreten. Der interessanteste Bereich ist ein Leiter, welcher in eine Nut in geschichteten ferromagnetischen Blechen eingebettet ist. Hier reichen schon kleine Geometrien des Leiters bzw. niedrige Frequenzen der Ströme für eine deutliche Widerstandserhöhung aus. Für den Feldaufbau in der Nut steht nahezu die gesamte durch den Strom im Leiter entwickelte Durchflutung (in Querrichtung) zur Verfügung. Bei einer hohen Zahnsättigung sollte man den Einfluss des Nutfeldes in radialer Richtung zumindest in Betracht ziehen. ([3], S. 3-4)

Das mit Rotorfrequenz pulsierende Nutquerfeld verursacht in dem in die Rotornut eingebetteten Leiter einen Wirbelstrom, welcher der Länge nach innerhalb einer *Kurzschlusschleife* im Leiter fließt. Der Leiterstrom wird durch Überlagerung des Wirbelstroms vom Nutgrund in Richtung Nutöffnung *gedrängt*. Als frequenzabhängiger Effekt tritt dies nur bei Wechselspannung auf. ([4], S. 278-279)

Die Stromdichteverteilung eines mit Gleich- bzw. Wechselstrom gespeisten Leiters zeigt Abbildung 2.2 - untere Kennlinie.

Ebenso können Eisenteile in unmittelbarer Umgebung des elektrischen Leiters zum Verdrängungseffekt beitragen; z.B. durch den am Eisenpaket des Rotors anliegenden Kurzschlussring. In einer magnetisch neutralen Umgebung lässt sich die Stromverdrängung erst bei großem Querschnitt des Leiters bzw. bei hohen Frequenzen feststellen. ([3], S. 3)

Grundsätzlich gilt es, die Stromverdrängungseffekte zu vermeiden, was bei den massiven Stäben im Rotor nur bedingt gelingt. Bei den Wechselstromwicklungen im Stator hingegen kann der störende Effekt klein gehalten werden. Dazu wird die Wicklung meist aus mehreren getrennt isolierten Leitern gebildet, welche abschnittsweise parallel geschaltet werden. Dadurch teilt sich die Leiterhöhe und der Leiterstrom auf mehrere Teilleiter auf, was die Stromverdrängung verringert. ([3], S. 389)

2.1.1 Analytisch geschlossene Berechnung der Stromverdrängung

Die analytisch geschlossene Lösung der Stromverdrängung ist in der Literatur nur bei einfachen Sonderfällen beschrieben. Da die Berechnung schnell sehr kompliziert werden kann, wird bei komplexerer Geometrie eine räumliche Diskretisierung für

die Lösung angesetzt. Ist die Permeabilität des Materials, das den Leiter umgibt im Vergleich zum Leitermaterial hoch, ist die anregende Durchflutung sinusförmig und die Geometrie des Leiters rechteckförmig, so wird in ([1], S. 400-411) die auf den folgenden Seiten gezeigte analytische Lösung beschrieben.

Für die Berechnung wird ein Querfeld in der Nut definiert. Dadurch ergibt sich für einen rechteckförmigen Leiter innerhalb einer Nut lediglich eine z-Komponente für den Vektor der Stromdichte S und der elektrischen Feldstärke E sowie eine y-Komponente für den Vektor der magnetischen Flussdichte B und der magnetischen Feldstärke H ; siehe Abbildung 2.1. Nimmt man die Permeabilität des Eisens mit $\mu_{Fe} \rightarrow \infty$ an und wird der Durchflutungssatz

$$\oint_C \vec{H} \cdot d\vec{s} = \int_A \vec{S} \cdot d\vec{A} \quad (2.1)$$

für ein infinitesimales Stück in x-Richtung angewendet, so liefert er die Gleichung

$$-H(x)b_N + H(x+dx)b_N = b_N \frac{\partial H}{\partial x} dx = S b_L dx \quad (2.2)$$

die sich umgeformt als Differenzialgleichung (2.3) anschreiben lässt.

$$\frac{\partial H}{\partial x} = \frac{b_L}{b_N} S = \frac{b_L}{b_N} \kappa E \quad (2.3)$$

Dabei stellt b_N die Nutbreite und b_L die Leiterbreite dar.

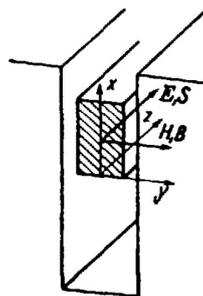


Abbildung 2.1: Rechteckleiter in einer Eisennut für die geschlossene analytische Berechnung der Stromverdrängung ([1], S. 401)

Der Leiter mit der Länge l befindet sich in einer Nut im dort herrschenden Nutquerfeld der Flussdichte B . Wird außerhalb dieser Länge die Flussdichte als ver-

nachlässigbar klein angenommen, folgt aus dem Induktionsgesetz

$$\oint_s \vec{E} \cdot d\vec{s} = - \int_A \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \cdot d\vec{A} \quad (2.4)$$

die Gleichung

$$-E(x)l^* + E(x+dx)l^* = -l^* \frac{\partial E}{\partial x} dx = -\frac{d}{dt}(B \cdot l \cdot dx) \quad (2.5)$$

und in weiterer Folge die Differenzialgleichung

$$\frac{\partial E}{\partial x} = \frac{l}{l^*} \frac{dB}{dt} \quad (2.6)$$

Dabei steht l^* für die gesamte mittlere Leiterlänge. An der Stelle muss die Ausführungsart der Wicklung unterschieden werden.

In dieser Arbeit wird die Stromverdrängung für eine Ausführung mit massiven Leitern beschrieben.

2.1.2 Massive Leiter

Für den Fall mit massiven Leitern innerhalb der Nut gilt, dass die Integrationslänge l gleich der Länge eines Stabes innerhalb der Nut ist und das Verhältnis l/l^* somit zu Eins wird. Unter Berücksichtigung der beiden Zusammenhänge $S = \kappa E$ und $B = \mu_0 H$ ergibt sich für die elektrische Feldstärke aus Gleichung (2.6) eine homogene Differenzialgleichung zweiter Ordnung

$$\frac{\partial^2 E}{\partial x^2} = \mu_0 \kappa \frac{b_L}{b_N} \frac{\partial E}{\partial t} \quad (2.7)$$

Nimmt man nun die im Leiter auftretende magnetische Feldstärke als sinusförmig an, so kann auf die komplexe Schreibweise übergegangen werden; $\frac{\partial}{\partial t} \rightarrow j\omega$. Für die oben beschriebene homogene Differentialgleichung (2.7) existiert eine geschlossene analytische Lösung. Dabei ist zuerst die Größe α einzuführen, welche sich aus

$$\alpha = \sqrt{\pi f \mu_0 \kappa \frac{b_L}{b_N}} \quad (2.8)$$

berechnet. Die Größe α entspricht dem Kehrwert der Eindringtiefe beim Skin-Effekt, erweitert um das Verhältnis Leiter- zu Nutbreite. Zusätzlich wird die sogenannte reduzierte Leiterhöhe als dimensionslose Größe eingeführt, welche die Höhe des

elektrischen Leiters h_L berücksichtigt und wie folgt berechnet wird

$$\beta = \alpha h_L \quad (2.9)$$

Für die analytische Lösung des Strom- und Feldverdrängungsfaktors werden die beiden Hilfsfunktionen (2.10) und (2.11) definiert. ([1], S. 407)

$$\varphi(\beta) = \beta \frac{\sinh(2\beta) + \sin(2\beta)}{\cosh(2\beta) - \cos(2\beta)} \quad (2.10)$$

$$\psi(\beta) = 2\beta \frac{\sinh(\beta) - \sin(\beta)}{\cosh(\beta) + \cos(\beta)} \quad (2.11)$$

Bevor die endgültige Lösung vorliegt, muss die gegenseitige Beeinflussung mehrerer übereinanderliegender Leiter berücksichtigt werden. Im Rotor eines Asynchronmotors ist es durchaus üblich, innerhalb einer Nut zwei massive Leiter übereinander zu legen. Dabei werden die Wirbelströme des oberen Leiters nicht nur durch seinen eigenen Stromfluss verursacht, sondern auch durch den Stromfluss im Leiter darunter. Der untere Leiter verursacht im oberen Leiter ein örtlich konstantes Magnetfeld. Dadurch breitet sich das Wirbelfeld und in weiterer Folge die Stromdichte im oberen Leiter symmetrisch seiner Mittellinie aus. Durch die Überlagerung der Stromdichte verursacht durch den Strom im oberen Leiter, wird diese Symmetrie im oberen Leiter zerstört. Abbildung 2.2 zeigt die ungleichmäßige Stromverteilung innerhalb einer Nut mit zwei massiven Stäben und die entstehende Vergrößerung des Effektivwertes der Stromdichte J_o (In der Literaturstelle wird die Stromdichte mit S bezeichnet). Da die Stromdichte quadratisch in die Verlustberechnung eingeht, verursacht dieser Effekt eine wesentliche Erhöhung der Kupferverluste. ([1], S. 396-397)

Grundsätzlich wird der Stromverdrängungsfaktor k_r als Widerstandserhöhung durch den Einfluss des sich zeitlich ändernden Wechselstromes beschrieben. Das bedeutet, dass sich der k_r Faktor aus dem Verhältnis Wechselstrom- zu Gleichstromwiderstand berechnet.

$$k_r = \frac{R_{\sim}}{R_{=}} \quad (2.12)$$

Bei auftretender Stromverdrängung gilt $k_r > 1$.

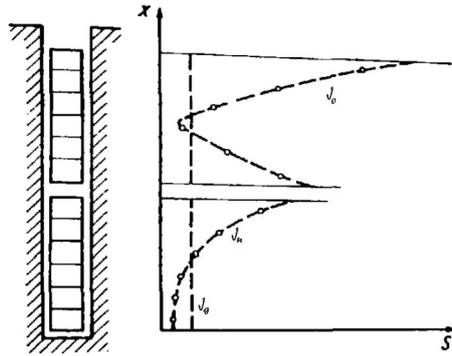


Abbildung 2.2: Stromverdrängung in zwei übereinander liegenden massiven Leitern ([1], S. 397) - J_g steht für die Stromdichteverteilung bei Gleichstrom, J_u für die Verteilung, verursacht durch den Strom im unteren Leiter und J_o für die Verteilung im oberen Leiter, verursacht durch die Ströme in beiden Leitern

Wird nun die Differenzialgleichung (2.7) gelöst und zusätzlich die Beeinflussung n übereinander liegender in serie geschalteter Leiter innerhalb einer Nut berücksichtigt, so ergibt sich als Lösung für den Einsatz von massiven rechteckigen Leiterstäben unter Berücksichtigung der Hilfsfunktionen (2.10) und (2.11) für den k_r Faktor

$$k_r = \varphi(\beta) + \frac{n^2 - 1}{3} \psi(\beta) \quad (2.13)$$

Zusätzlich zur Stromverdrängung kommt es auch zu einer Feldverdrängung im Leiter. Durch die Verdrängung der Stromdichte in Richtung Nutöffnung wird ebenso das Nutstrefelfeld innerhalb des Leiters in dieselbe Richtung gedrängt. Dadurch ergibt sich eine Reduktion der Steuinduktivität bzw. der Streureaktanz. Das Streuungsverhältnis k_x errechnet sich aus den Werten der Induktivität mit Stromverdrängung L_σ und ohne Stromverdrängung $L_{\sigma 0}$ zu

$$k_x = \frac{L_\sigma}{L_{\sigma 0}} \quad (2.14)$$

Bei auftretender Feldverdrängung gilt $k_x < 1$.

Die Herleitung der Gleichung für den Feldverdrängungsfaktor bei massiven Stäben ist ähnlich jener des Stromverdrängungsfaktors und ergibt

$$k_x = \frac{\varphi'(\beta) + (n^2 - 1)\psi'(\beta)}{n^2} \quad (2.15)$$

mit den Hilfsfunktionen aus ([1], S. 411)

$$\varphi'(\beta) = \frac{3(\sinh(2\beta) - \sin(2\beta))}{2\beta(\cosh(2\beta) - \cos(2\beta))} \quad (2.16)$$

$$\psi'(\beta) = \frac{\sin(\beta) + \sinh(\beta)}{\beta(\cosh(\beta) + \cos(\beta))} \quad (2.17)$$

Die Wicklungen in Stator und Rotor sind meist unterschiedlich. Während der Stator üblicherweise mit einer Spulenwicklung ausgelegt wird, so gibt es für den Rotor auch die Möglichkeit einer Stabwicklung¹. Während der k_r Faktor für den Stator aufgrund der geringen Leiterhöhe eine eher untergeordnete Rolle spielt, ist im Rotor eine markante Widerstandserhöhung bei hohen Frequenzen zu erwarten. In dieser Arbeit werden nur Maschinen mit gewickelten Rotoren, welche phasenreine Nuten aufweisen, betrachtet und es wird somit keine Sehnung berücksichtigt. Deshalb wirken sich auch bestehende Umschichtungsvorgänge (Oberstab der einen Nut wird in der nächsten Nut der gleichen Phase als Unterstab eingelegt) auf die k_r Faktor Berechnung für den Rotorstab in der Nut nicht aus. Die Rotorwicklung wird dabei als Wellenstabwicklung ausgeführt. Es findet keine weitere Unterteilung der Leiter statt. Dies gilt bei den Berechnungen für Stator- und Rotorwicklungen.

2.2 Stationäres Verhalten der SR-ASM

Für die Berechnungen des elektrischen Modells wird der Einfachheit halber weitgehend auf dynamische Effekte verzichtet. Es kann das einphasige Ersatzschaltbild der Asynchronmaschine verwendet werden; siehe Abbildung 2.3. Sämtliche nachfolgende Berechnungen zum stationären Verhalten der Maschine basieren auf ([4], Kapitel 5).

Betrachtet man das T-Ersatzschaltbild vorerst ohne Netzimpedanz und Zusatzwiderstand R'_{ext} , ergeben sich die beiden bekannten komplexwertigen Spannungsgleichungen

$$\underline{U}_s = R_s \underline{I}_s + jX_{s\sigma} \underline{I}_s + Z_h \cdot (\underline{I}_s + \underline{I}'_r) \quad (2.18)$$

$$\frac{\underline{U}'_r}{s} = \frac{R'_r}{s} \underline{I}'_r + jX'_{r\sigma} \underline{I}'_r + Z_h \cdot (\underline{I}_s + \underline{I}'_r) \quad (2.19)$$

¹Der Unterschied zwischen Stab und Spulenwicklung liegt in der Windungszahl. Ist die Zahl eins, ist dies eine Stabwicklung, jede Windungszahl > 1 ist eine Spulenwicklung. ([5], S. 248)

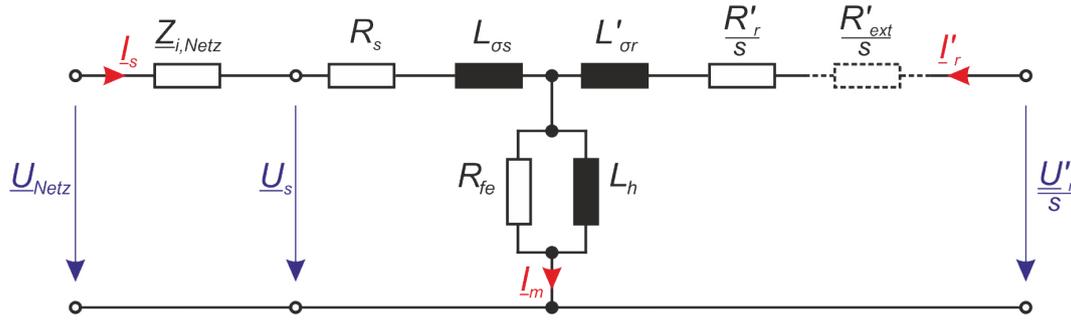


Abbildung 2.3: Stationäres Ersatzschaltbild einer Asynchronmaschine mit Netzkopplung und Zusatzwiderstand R'_{ext} in Anlehnung an [4], S. 224

Die rotorseitigen Strichgrößen beinhalten die Übersetzung der tatsächlichen Rotorgrößen mit dem Übertragungsverhältnis \hat{u} auf die Statorseite

$$R'_r = \hat{u}^2 R_r, \quad X'_{r\sigma} = \hat{u}^2 X_{r\sigma}; \quad \frac{I_r}{\hat{u}} = I'_r, \quad \hat{u} U_r = U'_r \quad (2.20)$$

Durch das Kurzschließen der Sekundärseite kann der Gesamtwiderstand für das T-Ersatzschaltbild (Betrieb ohne Zusatzwiderstand R'_{ext}) berechnet werden

$$Z_{ges} = R_s + jX_{s\sigma} + (R_{fe} || jX_h || Z_r), \quad \text{mit } Z_r = \frac{R'_r}{s} + jX'_{r\sigma} \quad (2.21)$$

Zur Berechnung der Luftspaltleistung müssen die Kupferverluste im Stator und die Eisenverluste am Eisenverlustwiderstand an der elektrischen Leistung der Maschine abgezogen werden. Dafür werden der Effektivwert des Statorstromes bestimmt

$$\underline{I}_{s,eff} = \frac{\underline{U}_s}{\underline{Z}_{ges}}, \quad \text{mit } \underline{U}_s = \frac{\underline{U}_N}{\sqrt{3}} \quad (2.22)$$

sowie die elektrische Wirkleistung der Maschine

$$P_{el} = m \cdot \Re \left(\underline{U}_s \underline{I}_{s,eff}^* \right) \quad (2.23)$$

Die Luftspaltleistung ergibt sich aus

$$P_{\delta} = P_{el} - m R_s I_{s,eff}^2 - \frac{m \underline{U}_{1H} \underline{U}_{1H}^*}{R_{fe}}, \quad \text{mit } \underline{U}_{1H} = \underline{U}_s - (R_s + jX_{s\sigma}) \underline{I}_{s,eff} \quad (2.24)$$

und in weiterer Folge das elektrische Drehmoment zu

$$M_{el} = \frac{P_{\delta}}{\Omega_{syn}} = p \frac{P_{\delta}}{\omega_s}, \quad \text{mit } \Omega_{syn} = \frac{2\pi f_{el}}{p} = \frac{\omega_s}{p} \quad (2.25)$$

Über die letzte Beziehung kann die klassische Drehmoment über Schlupf- Kennlinie der ASM berechnet werden; siehe Abbildung 2.4(a). Hier sind Anlaufmoment M_A und Nennmoment M_N normiert auf das Kippmoment M_K ersichtlich. Der Schlupfwert, bei dem das Kippmoment auftritt, wird als Kippschlupf s_k bezeichnet und beträgt bei dieser Kennlinie 0,2.

Die Berechnung der Verlustverteilung im Rotorstab erfordert die Kenntnis über den Rotorstrom. Dieser wird über die Spannung an der Hauptreaktanz und der Impedanz des Rotorkreises zu

$$\underline{I}'_{r,eff} = \frac{\underline{U}_{1h}}{\underline{Z}_r} \quad (2.26)$$

berechnet.

Bei dem SR-ASM ist es nun möglich, durch einen zusätzlichen externen seriellen Widerstand im Rotorkreis Einfluss auf die Drehmoment über Schlupf- Kennlinie zu nehmen; siehe Abbildung 2.3 inklusive Zusatzwiderstand R'_{ext} . Durch die Vergrößerung des Widerstandes dominiert der ohmsche Anteil im Rotorkreis bei kleinen Schlupfwerten gegenüber der Rotorstreureaktanz. Der Kippschlupf verschiebt sich dabei in Richtung Anlaufpunkt. Für Anwendungen mit schwerem Anlauf kann somit für den SR-ASM im günstigsten Fall das Anlaufmoment gleich dem Kippmoment gewählt werden; $s_k = 1$. Dafür muss man jedoch höhere Verluste im Rotorkreis in Kauf nehmen, die größtenteils am externen Widerstand auftreten. Die dabei umgesetzte Wärme wird meist über eine separate Kühlung abgeführt. Der SR-ASM wird über mehrere unterschiedliche Widerstandsstufen hoch gefahren, bevor im Nennbetrieb der Rotorkreis kurzgeschlossen oder der externe Widerstand nahezu auf *Null* geschaltet wird. Die Betriebsweise der Maschine im Nennbetrieb wird meist aufgrund von wirtschaftlichen Interessen entschieden.

Die Gleichung für den Rotorkreis (2.27) ändert sich durch die Serienschaltung des externen Widerstandes zu

$$\frac{\underline{U}'_r}{s} = \frac{R'_r + R'_{ext}}{s} \underline{I}'_r + jX'_{r\sigma} \underline{I}'_r + jX_h \cdot (\underline{I}_s + \underline{I}'_r), \quad \text{mit } R'_{ext} = \ddot{u}R_{ext} \quad (2.27)$$

Die Kennlinie wird durch unterschiedliche Widerstandswerte *geschert*, dargestellt in Abbildung 2.4(b), (c) und (d).

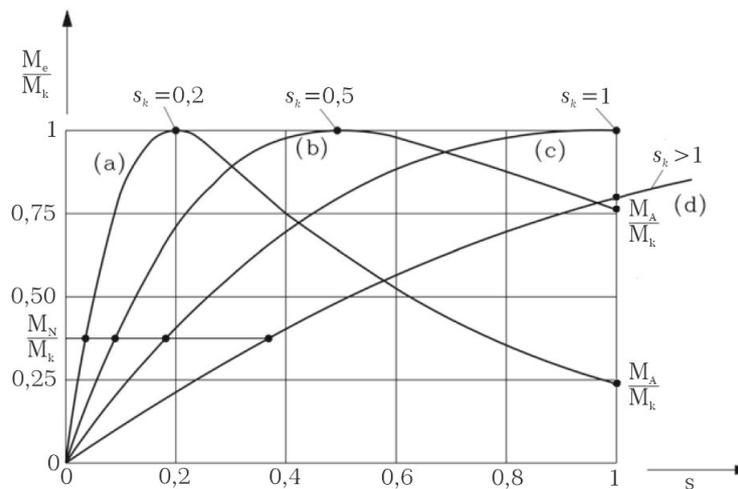


Abbildung 2.4: Drehmoment über Schlupf- Kennlinie ohne (a) und mit unterschiedlichem externen Widerstand im Rotorkreis (b), (c), (d) ([4], S. 265)

Durch diese Beeinflussung des Drehmoments in der Hochlaufphase ändern sich gleichzeitig auch die Stromwerte des Motors. Die von einer Asynchronmaschine mit Kurzschlussläufer bekannte hohe Strombelastung beim Start (4 - 7 facher Nennstrom) kann vor allem bei *schwachen* Netzen zu Spannungseinbrüchen an der anliegenden Klemmenspannung führen. Dies sorgt für eine Verringerung des Anlaufmoments und weiters können auch Störungen bei anderen Verbrauchern auftreten, welche parallel mitversorgt werden. Das Netz lässt sich je Strang mit einer Spannungsquelle \underline{U}_{Netz} und einer in Serie geschalteten Impedanz $\underline{Z}_{i,Netz}$ (überwiegend induktiv, sodass oft $\underline{Z}_{i,Netz} \approx jX_{i,Netz}$ gilt) beschreiben. Liegt der Motor mit seinen Klemmen am Netz (siehe Abbildung 2.3), so verursacht der Statorstrom einen Spannungsabfall über der Netzimpedanz, was wiederum die effektive Klemmenspannung am Motor auf $\underline{U}_{Netz} - \underline{Z}_{i,Netz} \cdot \underline{I}_s$ reduziert. Das elektrische Moment hängt quadratisch mit der Statorspannung zusammen $M_{el} \sim U_s^2$. ([4], S. 236)

Schwache Netze werden im Vergleich zu starren Netzen (ideal $\underline{Z}_{i,Netz} = 0$) durch eine relativ hohe Netzimpedanz charakterisiert. Somit wird ersichtlich, dass eine Anlaufstromreduktion des Motors - betrieben in einer Region mit schwachem Netz - einen entscheidenden Einfluss auf die Klemmenspannung der anliegenden Verbraucher bzw. in der Folge auch auf das Drehmoment des Motors hat. Über die Steuerung des Drehmoments mit einem Anlasswiderstand während des Hochlaufs der SR-ASM kann gleichzeitig der Statorstrom begrenzt werden.

Da die Netzdaten im Einsatzgebiet des SR-ASM meist unbekannt sind, werden auch für diese Arbeit als Netzimpedanz die Impedanzdaten eines üblich eingesetzten Verteiltransformators berücksichtigt $\underline{Z}_{i,Netz} = \underline{Z}_T$. Aus dem Datenblatt eines Transformatorherstellers sind meist Werte für Nennscheinleistung S_T , Kurzschlussleistung P_k und relative Kurzschlussspannung u_k ersichtlich ([6], S. 2). Aus diesen Parametern können Resistanz, Reaktanz und Impedanz des Verteiltransformators berechnet werden. Die Kurzschlussleistung wird fast ausschließlich an den Wicklungen der Ober- und Unterseite des Transformators umgesetzt, sodass annähernd $P_k \approx P_{Cu}$ gilt. Folgende Gleichungen sind in der Literaturstelle [7] S. 51-52 vermerkt. Die relative Wirkspannung berechnet sich aus

$$u_r = \frac{P_{Cu}}{\underline{S}_T} \quad (2.28)$$

und in weiterer Folge der ohmsche Widerstand zu

$$R_T = u_r \frac{\underline{U}_{Netz}^2}{\underline{S}_T} \quad (2.29)$$

Den induktiven Blindwiderstand des Transformators erhält man aus

$$X_T = u_x \frac{\underline{U}_{Netz}^2}{\underline{S}_T} = \sqrt{u_k^2 - u_r^2} \cdot \frac{\underline{U}_{Netz}^2}{\underline{S}_T} \quad (2.30)$$

und die Summe der beiden Widerstandskomponenten ergibt die Transformatorlängsimpedanz

$$\underline{Z}_T = R_T + jX_T \quad (2.31)$$

Die tatsächlich anliegende kleinere Klemmenspannung des Motors wirkt sich auch auf die Hauptinduktivität L_h und den Eisenverlustwiderstand R_{fe} (vgl. Abbildung 2.3) aus. Den Zusammenhang zwischen Klemmenspannung und Hauptinduktivität beschreibt die Leerlaufkennlinie, welche aus dem Leerlaufversuch des Motors gewonnen wird. Sie zeigt die nichtlinearen Eigenschaften des Elektrobleches. Beim gleichen Versuch wird auch die Leerlaufverlustkennlinie in Abhängigkeit der Klemmenspannung aufgezeichnet, von welcher auf den Eisenverlustwiderstand rückgeschlossen werden kann. Im Leerlauf ($s = 0$) fällt der Rotorkreis im Ersatzschaltbild weg, sodass sich die Schaltung vorerst ohne Berücksichtigung der Netzimpedanz reduziert, siehe Abbildung 2.5.

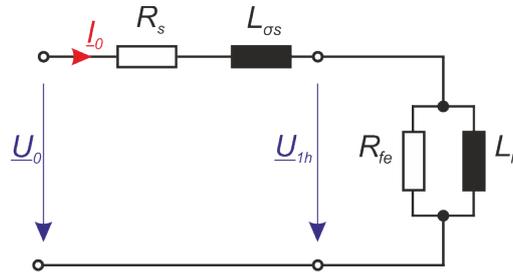


Abbildung 2.5: Stationäres Ersatzschaltbild einer Asynchronmaschine im Leerlauf ohne Berücksichtigung der Netzimpedanz in Anlehnung an [4], S. 249

Die Leerlaufverluste aus der Kennlinie gilt es entsprechend den Reibungsverlusten $3P_o = P_o - P_{Reib}$ zu bereinigen und anschließend durch drei zu teilen, da ein einphasiges Ersatzschaltbild betrachtet wird. Geht man über in die Zeigerdarstellung, fehlt für den Statorstrom im Leerlauf \underline{I}_0 der negative Winkel φ_i welcher sich aus

$$\varphi_i = -\arccos\left(\frac{P_o}{S_o}\right) \quad \text{mit } S_o = \underline{U}_0 \underline{I}_0 \quad (2.32)$$

berechnet. Mithilfe des komplexen Statorstromzeigers lässt sich der Spannungsabfall an der Statorimpedanz phasenrichtig von der Klemmenspannung \underline{U}_0 abziehen und die Hauptimpedanz wie nachstehend berechnen

$$\underline{Z}_{1h} = \frac{\underline{U}_{1h}}{\underline{I}_0} \quad (2.33)$$

Um aus der Hauptimpedanz auf den Resistanz- und Reaktanzanteil zu schließen, ist die Admittanz aus $\underline{Y}_{1h} = 1/\underline{Z}_{1h}$ zu berechnen. Die Aufteilung der Admittanz in Real- und Imaginärteil ergibt die jeweiligen Leitwerte, die sich wiederum in die Widerstandswerte umrechnen lassen.

$$R_{fe} = \frac{1}{\Re(\underline{Y}_{1h})} \quad (2.34)$$

Bei der Berechnung der Reaktanz muss eine Division durch j berücksichtigt werden, woraus sich ein negatives Vorzeichen ergibt.

$$X_h = -\frac{1}{\Im(\underline{Y}_{1h})} \quad (2.35)$$

Über diese Berechnung lassen sich die eingelesenen Kennlinien des Leerlaufversuches in Kennlinien von R_{fe} und X_h in Abhängigkeit des Magnetisierungsstromes

I_m umrechnen. In der Folge werden diese Kennlinien verwendet, um passend zum Magnetisierungsstrom, der für die Maschine unter Berücksichtigung der Netzimpedanz während des Hochlaufs gerechnet wird, die Impedanzparameter zu wählen. Auf den iterativen Prozess wird im nächsten Kapitel eingegangen.

2.3 Dynamische Bewegungsgleichung

Für das mechanische Modell wird die Bewegungsgleichung der Maschine gelöst. ([4], S. 396) Das axial auftretende Trägheitsmoment des Rotor wird als J_M definiert und das axiale Trägheitsmoment der Lastmaschine, welche direkt mit dem Motor über eine Welle gekuppelt ist als J_L . Über diese Welle treibt der Motor die Lastmaschine mit einer mechanischen Winkelgeschwindigkeit ω_m an.

Das bereits berechnete elektrische Drehmoment des Motors M_{el} wird im Luftspalt erzeugt und um die Bremswirkung durch Lager- und Luftreibung, verringert. Letzteres wird im Modell vernachlässigt, wodurch das volle elektrische Moment des Motors auf die Welle übertragen wird. Die Lastmaschine wirkt mit ihrem Lastmoment M_L entgegen. In Summe ergibt sich dabei ein Beschleunigungsmoment M_{be} . Unter Berücksichtigung der Massenträgheit des Maschinensatzes wird die mechanische Bewegungsgleichung definiert

$$(J_L + J_M) \cdot \frac{d\omega_m}{dt} = M_{el} - M_L = M_{be} \quad (2.36)$$

die Berechnung der Winkelbeschleunigung. In dieser Arbeit wird der Einfluss eines Getriebes nicht berücksichtigt, da kundenseitig diesbezüglich keine Daten vorliegen.

Lässt man die elektrisch verursachten Ausgleichsvorgänge in den Wicklungen von Stator und Rotor während des Anlaufes außer Acht, kann durch Integration von Gleichung (2.36) die Anlaufzeit t_A bestimmt werden. Die Vernachlässigung ist bei großen Maschinen ($> 10kW$) erlaubt, da die Anlaufzeit sehr viel länger dauert als die elektrischen Ausgleichsvorgänge. Wird J als gesamtes Trägheitsmoment von Last- und Antriebsmaschine zusammengefasst, so ergibt sich durch umformen

$$J \cdot \frac{d(2\pi n)}{dt} = M_{el}(n) - M_L(n) \Rightarrow t_A = \int_0^{n_N} \frac{2\pi \cdot J}{M_{el}(n) - M_L(n)} \cdot dn \quad (2.37)$$

2.4 Thermische Netzwerktheorie

Das thermische Verhalten und der Wärmetransport zwischen den unterschiedlichen Komponenten sind bei elektrischen Maschinen ein zentrales Thema und nicht weniger wichtig als die elektromagnetische Berechnung. Aus mehreren Gründen muss die thermische Entwicklung innerhalb einer Maschine berücksichtigt werden, da auch die Wärmebeständigkeit Größe, Leistung und die Isolationskoordination der Maschine festlegt. Vorab Berechnungen sind bei der thermischen Auslegung ein komplexes Thema, da viele Effekte und Parameter in einer Simulation oft nur schwer zu definieren sind. Deshalb sind hierbei empirisch ermittelte Daten und vor allem durchgeführte Messungen von bereits gefertigten Maschinen von entscheidender Bedeutung. Gerade der Wärmetransport zwischen den Wicklungen und dem Eisenpaket ist aufgrund der verwendeten Isolationsmaterialien mit unterschiedlicher thermischer Leitfähigkeit oft nur schwierig zu parametrieren. Für die Auslegung der Isolation kann sich eine falsche thermische Einschätzung fatal auf die Lebenszeit der Materialien auswirken, da sich die Lebensdauer exponentiell mit dem Temperaturanstieg verkürzt und somit eine kurzzeitig hohe thermische Belastung irreparable Isolationsschäden verursachen kann.

Grundsätzlich tritt ein Wärmetransport auf, wenn in einem System eine Temperaturdifferenz auftritt. Dabei gibt es drei Effekte, welche den Wärmetransport beschreiben: Konvektion, Wärmeleitung zwischen den berührenden Flächen und Strahlung an die Umgebung. Letzteres wird in dieser Arbeit nicht behandelt. Luftkonvektion tritt bei den Flächen auf, die von Luft umströmt werden und ist somit im Zusammenhang mit der konventionellen Ventilationskühlung zu berücksichtigen. Diese Kühlart wird sowohl bei kleinen als auch großen Maschinen häufig eingesetzt, um die auftretende Wärme - verursacht durch die Verlustleistung der Maschine - in die Umgebung abzuführen. Die Wärmeleitung zwischen zwei sich berührenden Flächen kommt nahezu überall in der Maschine vor; z.B. isolierter Kupferstab eingebettet in einer Eisennut. ([8], S. 523)

Nicht außer Acht gelassen werden, sollte der Aspekt, dass eine Erhöhung der Temperatur in einer Maschine ebenso Einfluss auf den Widerstandswert der Kupferstäbe und Kupferwicklungen hat. Die elektrische Leitfähigkeit κ , die zur Berechnung des

Widerstandwertes verwendet wird, bezieht sich grundsätzlich auf eine Temperatur von 20°C. Eine Veränderung der Materialtemperatur beeinflusst somit auch den Leitwert. Beispielsweise vergrößert sich der Widerstandswert um ca. 20% bei einer Temperaturerhöhung von 20°C Umgebungstemperatur auf 70°C. Nimmt man nun an, dass der Strom nahezu konstant bleibt, so erhöhen sich die Kupferverluste der Maschine entsprechend der Widerstandsvergrößerung linear. Es kann auch davon ausgegangen werden, dass vereinzelt Hot-Spot Temperaturen in der Wicklung auftreten, die die gemessene Durchschnittstemperatur um 10-20K überschreiten. ([8], S. 524)

Als weiterer wichtiger Punkt für die thermische Auslegung gilt die Kühlungsart. Das Spektrum reicht von Eigen- bis Fremdbelüftung, aber auch das Medium (zB.: Luft, Wasser, Öl) spielt entsprechend seiner Eigenschaften eine wesentliche Rolle. Ebenso die Führung des Kühlmittels innerhalb der Maschine. Je nach Art der Kühlung ergeben sich unterschiedliche Parameter, die in der Modellierung berücksichtigt werden müssen.

2.4.1 Verlustleistung

Beim Betrieb eines Elektromotors treten unterschiedliche Verlustarten auf, welche sich unmittelbar auf die Erwärmung auswirken. Dabei gibt es zum einen die ohm'schen Verluste, verursacht durch den Stromfluss im Kupfer in Stator- und Rotorwicklungen der Maschine. Diese berechnen sich für m Phasen aus

$$P_{Cu} = m I_{eff}^2 R \quad (2.38)$$

wobei R den k_r Faktor berücksichtigt. Der Strom kann auch über die Stromdichte und Querschnittsfläche des Leiters ($I_{eff} = J_{eff} A$) ausgedrückt werden. Die Kupferverluste können demnach durch Abändern der Gleichung aus dem Stromdichtequadrat berechnet werden. Bezogen auf die Kurve aus Abbildung 2.2 wird der quadratische Verlauf über die Höhe des Stabes integriert. Zur Berechnung der quadratischen Stromdichte wird die Amplitude $\hat{J} = \sqrt{2} J_{eff}$ berücksichtigt. Das Quadrat errechnet sich anschließend aus dem Produkt der Amplitude der komplexen Stromdichte \underline{J} und dem konjugiert komplexen Wert \underline{J}^* . Für die Leis-

tungsberechnung gilt mithilfe der Stromdichte ([1], S. 404)

$$P_{Cu} = \frac{b_L \cdot l}{2\kappa} \cdot \int_0^{h_L} \hat{j}^2 dx = \frac{b_L \cdot l}{2\kappa} \cdot \int_0^{h_L} \underline{J} \underline{J}^* dx \quad (2.39)$$

Des Weiteren ergibt sich aus der analytischen Lösung für n rechteckförmige Leiter übereinander liegend (siehe Kapitel 2.1.2) für die Verteilung des Stromdichtequadrats im p . Leiter in Abhängigkeit der Leiterhöhe x ([1], S. 407)

$$\begin{aligned} \hat{j}^2 &= \frac{4\alpha^2 I_{eff}^2}{2b_L^2 [\cosh 2\beta - \cos 2\alpha]} \{2p^2 (\cosh 2\alpha x + \cos 2\alpha x) \\ &= -4(p-1)p [\cos \beta \cosh \alpha(2x - h_L) + \cosh \beta \cos \alpha(2x - h_L)] \\ &= +2(p-1)^2 [\cosh 2\alpha(x - h_L) + \cos 2\alpha(x - h_L)]\} \end{aligned} \quad (2.40)$$

mit Gleichung (2.9). Für I_{eff} wird dabei der Strom durch den p . Leiter eingesetzt. Über diese Verteilungsfunktion lässt sich für Leiterkonfigurationen mit einem Leiter in der Nut sowie auch für mehrere Leiter übereinander die Stromdichte und deren Quadrat über die Höhe bestimmen und abbilden. Es wird dabei auch der gegenseitige Einfluss der übereinander angeordneten Leiter, wie in Abbildung 2.2 gezeigt, berücksichtigt.

Diese Verlustberechnung über die Stromdichte ist bei dieser Arbeit von wesentlicher Bedeutung. Wie erkennbar ist, besteht eine Abhängigkeit zwischen der Verlustdichte und ihrem auftretendem Ort x im Leiter. Dementsprechend erwärmt sich beispielsweise der Kupferstab entlang seiner Höhe unterschiedlich stark und es entsteht eine Temperaturdifferenz zwischen Ober- und Unterkante des Leiters. Um diese ungleichmäßige Verteilung der Verlustdichten im thermischen Modell des Stabes zu berücksichtigen, ist eine Berechnung der Kupferverlustleistung über die Stromdichte unumgänglich.

Einen weiteren direkten Einflussfaktor auf den Widerstand und in der Folge auf die Verlustleistung stellt die Temperatur dar. Wie aus der Theorie bekannt, erhöht sich der elektrische Widerstand mit größer werdender Temperatur. Einflussgröße hierbei bildet der spezifische Widerstand ρ , der sich aus dem Kehrwert der spezifischen Leitfähigkeit κ berechnet; siehe Gleichung (2.39). Um die zu erwartende Temperaturerhöhung in die Verlustberechnung einfließen zu lassen, wird ρ_{Cu} entsprechend angepasst. Aus [9], S. 139 ist bekannt, dass für die Berechnung des spezifischen

Widerstands bei Kupfer unter 200°C eine lineare Näherung ausreichend ist. Der Temperatureinfluss kann mit

$$\rho_{Cu,T} = \rho_{Cu,20} \cdot (1 + \alpha \Delta T) \quad (2.41)$$

berechnet werden. α bezeichnet hierbei den linearen Temperaturkoeffizienten² und ΔT die Differenz der zu erwartenden Temperatur zur Referenz von 20°C.

Ebenso treten während des Betriebes der elektrischen Maschine Eisenverluste auf. Diese gelten gemäß Literatur als schwierig zu bestimmen. Sie teilen sich in Hysteres- und Wirbelstromverluste auf. Grundsätzlich hängen Eisenverluste von der Frequenz, der magnetischen Flussdichte und der Qualität des verwendeten Bleches ab. Für den Einfluss der Ummagnetisierung - bestehend aus Hysteres- und Wirbelstromeffekte - wird in [10], S. 128 ein Frequenzfaktor

$$k_f = \left[\epsilon \frac{f}{50\text{Hz}} + \sigma \left(\frac{f}{50\text{Hz}} \right)^2 \right] \frac{1}{\chi} \quad (2.42)$$

definiert und entsprechend der Blechqualität auf einen Faktor χ für die korrespondierende Verlustziffer V_{10} bei 1T normiert. Mit dieser Verlustziffer können aus einem Tabellenbuch die Werte für ϵ und σ entnommen werden. ([11], S. 155) Um den Einfluss der magnetischen Feldstärke auf die Verlustziffer bestimmen zu können, wird auf ein empirisch ermitteltes Kurvenblatt von ELIN - das aus Geheimhaltungsgründen nicht vollständig veröffentlicht werden darf - zurückgegriffen. Die Wahl der Kurven hängt von der herstellereigentlich definierten Verlustziffer des Bleches ab und wird für 50Hz angegeben. Die Berücksichtigung für andere Frequenzen erfolgt über k_f . So ergibt sich für ein Standardblech mit einer Verlustziffer $V_{10} \geq 2,3\text{W/kg}$ die quadratische Funktion

$$\tilde{V} = 0,7 + 3,6(B - 0,334)^2 \quad \text{in } \frac{\text{W}}{\text{kg}} \quad (2.43)$$

wobei für B die Flussdichte der zu ermittelnden Komponente (z.B. Zahnflussdichte im Nennpunkt zur Berechnung der Zahnverluste) anzunehmen ist. Durch diese Gleichung werden die Wirbelstromeffekte in Abhängigkeit der Flussdichte berechnet. Für die Berechnung der Gesamtverluste in einer Komponente muss

²Der lineare Temperaturkoeffizient beträgt für Kupfer bei Temperaturen bis 100°C $4,3 \cdot 10^{-3}\text{K}^{-1}$ [9], S. 139

ein Zuschlagsfaktor berücksichtigt werden, der die Qualitätseinbußen des Bleches durch Bearbeitung, Stanzen und Schichten sowie andere schwierig zu bestimmende Einflüsse berücksichtigt. Dadurch kommt es zu einer Erhöhung der Verluste. Die Zahnverluste ergeben in Summe

$$P_{Fe,Z} = 3 \cdot k_c k_f \tilde{V} m_{Fe,Z} \quad (2.44)$$

wobei die Berechnung ebenso den Carterfaktor k_c und die Masse des Eisenanteils m_{Fe} beinhaltet.

Für die Verluste im Joch ergibt sich eine leicht abgewandelte Gleichung

$$P_{Fe,J} = 1,5 \cdot k_f \tilde{V} m_{Fe,J} \quad (2.45)$$

Beide Gleichungen wurden aus [10], S. 129 entnommen.

2.4.2 Wärmeleitung

Die Wärmeleitung zwischen Metallen und Flüssigkeiten geschieht über den Wärmetransport zwischen den freien Elektronen der Atome. Die thermische Leitfähigkeit ist abhängig von der Anzahl der freien Elektronen. Reine Metalle sind die besten Wärmeleiter; bei Legierungen variiert die Anzahl der Elektronen hingegen stark. Nicht metallische Materialien besitzen eine kleine Anzahl an freien Elektronen und damit auch eine niedrige Wärmeleitfähigkeit. Als Beispiele sind Kupfer (guter Wärmeleiter) mit einer Wärmeleitfähigkeit λ von ca. 394 W/Km und das als Isolationsmaterial eingesetzte Nomex-Papier (schlechter Wärmeleiter) mit einer Wärmeleitfähigkeit λ von ca. 0.11 W/Km angeführt. ([8], S. 536)

Laut dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik fließt der Wärmestrom immer vom höheren zum niedrigeren Temperaturniveau. Gemäß Energieerhaltungssatz geht dabei keine Wärmeenergie verloren. Der Wärmestrom zwischen den beiden sich berührenden Materialien, der für den Wärmeleistungstransport verantwortlich ist, wird über das Fourier-Gesetz berechnet. Diese Gleichung kann vereinfacht werden, wenn man annimmt, dass die Wärme nur in eine Richtung (z.B. in Richtung x-Achse) über eine Länge l fließt. Dafür ergibt sich

$$\phi_{th} = -\lambda A \frac{dT}{dx} \approx -\lambda A \frac{\Theta}{l} \quad (2.46)$$

wobei ϕ_{th} für den Wärmestrom, A für die Querschnittsfläche über die der Wärmetransport stattfindet und Θ für die Temperaturdifferenz zwischen den betrachteten Körpern steht. Die thermische Leitfähigkeit ist noch zusätzlich von der Temperatur $\lambda(T)$ abhängig. Es besteht eine Analogie zur Berechnung des Wärmestroms mit jener des elektrischen Stroms im Bereich der Elektrotechnik. Deshalb wird in der Thermik ein thermischer Widerstand - analog zum elektrischen Widerstand - eingeführt ([8], S. 535-537)

$$R_{th} = \frac{\Theta}{\phi_{th}} = \frac{l}{\lambda A} \quad (2.47)$$

2.4.3 Konvektion

Der Wärmetransport kann ebenso über Konvektion stattfinden. Die Beschreibung und Formeln zur Konvektion wurden aus den Literaturstellen [8], S. 541-544 und [12] S. 301 entnommen. Der Wärmetransport geschieht zwischen einem höher temperierten Medium (z.B. Feststoffoberfläche) und einem niedriger temperierten Medium (z.B. Kühlflüssigkeit oder -gas). Im Fall der Konvektion bei elektrischen Maschinen herrscht eine relative Bewegung des Kühlmediums im Vergleich zur höher temperierten Feststoffoberfläche, wodurch der Wärmetransfer stattfindet. Das bedeutet, dass besonders der Randbereich der Oberfläche näher betrachtet werden muss. Im Zuge der Konvektion sind die Geschwindigkeit, die thermischen Eigenschaften und die Konzentration des Kühlmittels von entscheidender Bedeutung.

Es gibt zwei Arten von Konvektion. Einerseits die erzwungene Konvektion, wo das Kühlmedium durch Pumpen oder Ventilatoren an der zu kühlenden Oberfläche vorbei transportiert wird. Andererseits gibt es auch die natürliche Konvektion. Darunter wird die natürliche Änderung der Dichte aufgrund von Temperaturdifferenzen verstanden. Durch Erhöhung der Temperatur des Kühlmediums ändert sich dessen Dichte und auch jene in der unmittelbaren Umgebung. Dabei bildet sich ein Wärmestrom im Kühlmedium an der Feststoffoberfläche.

Die Wärmestromdichte durch Konvektion wird laut Newtonschem Gesetz als

$$q_{th} = \frac{\phi_{th}}{A} = \alpha_{th} \Theta \quad (2.48)$$

definiert und der thermische Widerstand wird als

$$R_{th} = \frac{\Theta}{\phi_{th}} = \frac{1}{\alpha_{th}A} \quad (2.49)$$

beschrieben. Die entscheidende Größe bildet der Wärmeübergangskoeffizient α_{th} . Er wird von der Viskosität, der Strömungsgeschwindigkeit sowie der thermische Leitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität des Kühlmediums beeinflusst. Verständlicherweise ist dieser Faktor unter Berücksichtigung unterschiedlicher Messungen nur schwer bestimmbar.

Für die Berechnung von α_{th} bei einer erzwungenen Konvektion wird die Reynolds-Zahl definiert

$$Re = \frac{vd_h}{\nu} \quad (2.50)$$

wobei v für die Strömungsgeschwindigkeit des Kühlmediums, ν für die kinematische Viskosität³ und d_h für den hydraulischen Durchmesser des Luftkanals steht. Letzterer lässt sich allgemein mit $d_h = 4A/U$ über Fläche und Umfang des Luftkanals berechnen. Als zweite Größe wird die Nusselt-Zahl definiert, welche sich aus

$$Nu = \frac{\alpha_{th}d_h}{\lambda} \quad (2.51)$$

berechnet. Durch Umformung der Gleichung und unter Berücksichtigung der Wärmeleitfähigkeit des Kühlmediums⁴ λ kann auf die Wärmeübergangszahl rückgeschlossen werden. Um eine Verbindung zwischen Nusselt- und Reynolds-Zahl zu definieren, gilt laut [14], S. 294 bei einer laminaren Strömung ($Re < 10^5$) für den Zahnbereich in einem Luftschlitz der Zusammenhang $Nu = 0.045Re^{0.8}$ und im Jochbereich $Nu = 0.03Re^{0.8}$. Durch diese Beziehungen lässt sich α_{th} für trockene Luft im Bereich von 100°C in einem beliebigen Luftkanal durch die Strömungsgeschwindigkeit bestimmen.

Für die natürliche Konvektion wird folgende Gleichung definiert ([8], S. 544)

$$\alpha_{th,nat} \approx 1,32 \left(\frac{\Theta}{D} \right)^{0,25} \quad (2.52)$$

mit D als Durchmesser des betrachteten erwärmten Körpers und Θ die Temperaturdifferenz zur Umgebungstemperatur des Körpers.

³wobei ν_{100} für trockene Luft bei 100°C $23,46 \cdot 10^{-6}$ m²/s beträgt ([13], S. 197)

⁴wobei λ_{100} für trockene Luft bei 100°C $31,62 \cdot 10^{-3}$ W/mK beträgt ([13], S. 197)

2.4.4 Thermisches Ersatznetzwerk

Um die Temperaturverteilung innerhalb der Maschinenkomponenten zu berechnen, kann ein thermisches Ersatzschaltbild modelliert werden. Das thermische Ersatzschaltbild ist dabei dem in der Physik verwendeten analog. Die Analogie zwischen den elektrischen und thermischen Größen zeigt Tabelle 2.1.

Für das Netzwerk werden einzelne thermische Massen definiert, welche abhängig von ihrer Geometrie ein Volumen zugeteilt bekommen. Abhängig vom Volumen ergibt sich aus der Verlustberechnung ein Verlusteintrag für die Masse, welcher mit einem Pfeil dargestellt wird. Zusätzlich bekommt jede thermische Masse eine thermische Kapazität als Wärmespeicherelement zugeteilt, welche sich analog zur elektrischen Kapazität berechnet. Für die in einem Körper gespeicherte Wärmemenge gilt

$$Q_{th} = mc_p \Theta \quad (2.53)$$

wobei m für die Körpermasse und c_p für die spezifische Wärmekapazität steht. Vergleicht man nun Gleichung (2.53) mit der Beziehung für die elektrische Ladung $Q = CU$, so wird für die Wärmekapazität

$$C_{th} = mc_p \quad \text{mit } m = \rho V \quad (2.54)$$

definiert. ([8], S. 548-549)

Thermischer Fluss	Symbol	Einheit	Elektrischer Fluss	Symbol	Einheit
Wärmemenge	Q_{th}	J	Elektrische Ladung	Q	C
Wärmestrom	\dot{Q}_{th}	W	Elektrischer Strom	I	A
Wärmestromdichte	q_{th}	W/m^2	Elektrischer Stromdichte	J	A/m^2
Temperatur	T	K	Elektrisches Potenzial	V	V
Temperaturdifferenz	Θ	K	Elektrische Spannung	U	V
Thermische Leitfähigkeit	λ	W/mK	Elektrische Leitfähigkeit	κ	$S/m = A/Vm$
Thermischer Widerstand	R_{th}	K/W	Elektrischer Widerstand	R	$\Omega = V/A$
Thermischer Leitwert	G_{th}	W/K	Elektrischer Leitwert	G	$S = A/V$
Thermische Kapazität	C_{th}	J/K	Elektrische Kapazität	C	$F = C/V$

Tabelle 2.1: Analogie zwischen thermischen und elektrischen Größen ([8], S. 548)

Abhängig von der Modellbildung werden die einzelnen Massen thermisch gekoppelt. Es entsteht ein Wärmeaustausch zwischen den Massen, welcher grundsätzlich durch Wärmedifferenzialgleichungen beschrieben wird. Wie eine Wärmedifferenzialgleichung gebildet werden kann, soll anhand eines beliebig großen Teilstücks gezeigt werden, in welchem sich ein Rotorstab in einer Eisennut befindet.

Laut [15], S. 125 gilt:

Aufgespeicherte Wärmemenge = entwickelte Wärmemenge + Differenz der zu- und abfließenden Wärmemengen - der an Eisen abgeleiteten Wärmemenge

was folgende Gleichung ergibt

$$c_{th} \frac{\partial \Theta}{\partial t} A dx \cdot dt = \varphi(x, t) A dx \cdot dt + \left\{ \frac{\partial \Theta}{\partial x} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2} dx - \frac{\partial \Theta}{\partial x} \right\} \lambda A \cdot dt - hu \Theta dx \cdot dt \quad (2.55)$$

Einfachheitshalber wird die an das Eisen abgeleitete Wärmemenge (letzter Term auf der rechten Seite der Gleichung (2.55)) weggelassen. Die Wärmeentwicklung in Abhängigkeit von Zeit und Raum $\varphi(x, t)$ bezeichnet eine auftretende Leistung pro Volumen, welche über die Stromdichte ausgedrückt werden kann. Es ergibt sich eine partielle Differentialgleichung 2. Ordnung

$$\frac{\lambda}{c_{th}} \frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2} - \frac{\partial \Theta}{\partial t} = -J^2(x, t) \frac{1}{c_{th} \kappa} \quad (2.56)$$

Die analytische Lösung der partiellen Differential Gleichung 2. Ordnung erfordert einen hohen rechnerischen Aufwand. Deshalb wird zur Berechnung der Wärmeverteilung innerhalb des Kupferstabs auf eine Diskretisierung übergegangen. Der Stab wird in der Höhe (oder Länge) in n Teile unterteilt und als thermisches Netzwerk wie in Abbildung 2.6 aufgebaut. Für die Wärmeströme (ϕ_k) an einem Knoten (z.B. Knoten m_k) gilt eine Differentialgleichung 1. Ordnung

$$c_{th,k} \cdot \frac{\partial \Theta_k}{\partial t} = \phi_{v,k} + \phi_{th,k} - \phi_{th,k+1} \quad (2.57)$$

Diese führt unter Berücksichtigung von Gleichung (2.47) sowie der elektrischen Verlustleistung im Kupfer zu

$$\frac{\partial \Theta_k}{\partial t} = \frac{(J \cdot A)^2 R_k}{c_{th,k}} + \frac{\Theta_{k-1} - \Theta_k}{R_{th,k} \cdot c_{th,k}} - \frac{\Theta_k - \Theta_{k+1}}{R_{th,k} \cdot c_{th,k}} \quad (2.58)$$

wobei thermische Kapazität und Widerstand für jedes Element gleich angenommen werden.

Die Gleichung (2.58) kann für unterschiedliche diskretisierte Körper verwendet werden, wobei Verlustberechnung und thermische Parameter an die Geometrie und Materialeigenschaften des Körpers angepasst werden müssen (z.B. Diskretisierung des Zahnes). Des Weiteren kann die Differentialgleichung um mögliche weitere thermische Einflüsse erweitert werden. Es können Wärmeübergänge zu anderen Körpern (z.B. Kupferstab - Isolation - Zahn/Joch) in der rechten Summe der Glei-

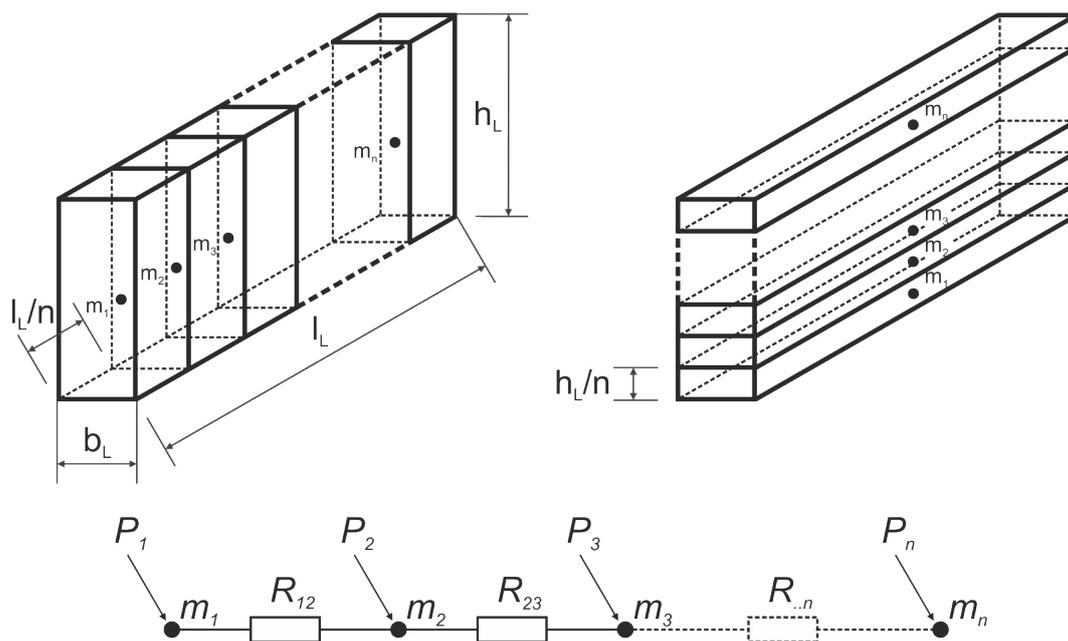


Abbildung 2.6: Schematische Skizze und thermisches Netzwerk eines Rotorstabes mit Unterteilung in n -Schichten axialer (links) bzw. radialer Richtung (rechts) in Anlehnung an [16], S. 8

chung berücksichtigt werden. Zusätzlich ist es ebenso möglich, Kühlmechanismen durch die verwirbelte Luft im Rotor zu berücksichtigen, indem mittels Gleichung (2.49) eine Leitfähigkeit für die Luft bestimmt und das Modell entsprechend erweitert wird. Wichtig dabei ist, die Grenzflächen sowie thermischen Parameter zu bestimmen

Aufbauend auf die in diesem Abschnitt beschriebene thermische Netzwerktheorie lassen sich in der Folge einzelne Maschinenkomponenten modellieren und zu einem thermischen Netzwerk modular zusammenfügen. Dabei können Wärmeübergänge zwischen Kupferstab, Isolation und Eisenpaket berücksichtigt und Kühleffekte durch die Luftschlitze oder an den Wickelköpfen eingebaut werden.

3 Rechenmodell

Ausgehend von den im vorigen Kapitel beschriebenen Grundlagen wird auf den folgenden Seiten ein konkretes Rechenmodell zur Simulation eines SR-ASM aufgebaut. Die unterstützende Software ist *MATLAB* und es werden zusätzliche Berechnungen im ergänzenden Programm *Siumulink* realisiert. Dabei wird schrittweise vorgegangen und die bekannten Parameter der zu untersuchenden Maschine eingelesen. Dazu zählen neben den geometrischen und elektrischen Daten der Maschine auch externe Informationen wie Lastmoment, Zusatzwiderstand und Kühlungsparameter. In der Folge werden daraus elektrische Größen wie Drehmoment und Strom über den Drehzahlverlauf mittels stationärem Ersatzschaltbild der Maschine berechnet. Es können dabei Einflüsse der Stromverdrängung für zwei verschiedene Leiterkonfigurationen und der Netzimpedanz berücksichtigt werden. Das Drehmoment dient als Eingang für das mechanische Modell, das einen konkreten Hochlauf simuliert. Die berechneten Größen bekommen dadurch eine Abhängigkeit von der Zeit. Es werden unterschiedliche thermische Modelle aufgebaut und Teiluntersuchungen durchgeführt. Da es sich um ein diskretisiertes Modell handelt, werden auch die Verluste diskretisiert und über den Zeitverlauf in die einzelnen Schichten eingepreßt. Als Ausgang gibt es die Temperatur in Abhängigkeit der Zeit.

3.1 Elektrisches Rechenmodell

Für das Rechenmodell werden die Daten zur Leiterkonfiguration in Stator und Rotor extern eingelesen. Da die einzelnen Windungen im Stator eine kleine Leiterhöhe aufweisen, wird eine eher geringe Stromverdrängung erwartet, womit das Augenmerk vermehrt auf der Leiterkonfiguration des Rotors liegt. Es gilt zu unterscheiden, wie viele Windungen die Rotorwicklung hat, ob diese in Serie oder Parallel geschaltet sind bzw. ob es einen einzelnen Stab gibt oder ob dieser über die Höhe in Ober- und Unterstab unterteilt ist. Im Zuge dieser Arbeit war es für die Un-

tersuchungen interessant, den ganzen Nutraum mit einem ganzen Stab auszufüllen bzw. diesen in zwei gleich hohe Stäbe in Ober- und Unterschicht zu unterteilen. Gegebenenfalls können Ober- und Unterstab in mehreren Windungen ausgeführt sein, wobei dies für die Berechnung der Stromverdrängung nur interessant ist, wenn die Leiter der einzelnen Windungen übereinander angeordnet sind. Abhängig von der Auslegung ergibt sich für die Nut ein Strombelag, der zusammen mit dem Statorfluss für die Drehmomentbildung zuständig ist. Der gewählte Strombelag muss unabhängig von der Schaltung der Wicklung und der Leiterkonfiguration in Summe innerhalb der Nut immer gleich groß sein. Bei fließendem Gleichstrom ist die Summe der umgesetzten Leistung in beiden Konfigurationen gleich groß.

Für das gesamte Rechenmodell spielt die Stromverdrängung in zweierlei Hinsicht eine Rolle.

Zum ersten ergibt die Berechnung des k_r Faktors eine Erhöhung von Stator- und Rotorwiderstand. Dies verändert dadurch den Gesamtwiderstand des Ersatzschaltbildes der Asynchronmaschine und hat somit einen direkten Einfluss auf den Drehmoment- sowie Stator- und Rotorstromverlauf über den Schlupf.

Die Berechnungsroutinen für den Stromverdrängungsfaktor in der Stator- und Rotorwicklung sind gleich. Für die Berechnung des Faktors wird die analytische Lösung aus Kapitel 2.1.2 gewählt. Grundsätzlich wird davon ausgegangen, dass die Leiter einer Windung für Betrieb mit Hochspannung aus massiven Stäben besteht. Dementsprechend ergibt sich die Berechnung für den jeweiligen k_r Faktor aus Gleichung (2.13).

Für den Feldverdrängungsfaktor wird auch für Stator und Rotor dieselbe Berechnungsroutine implementiert. Diese folgt der Gleichung (2.15).

Zum zweiten spielt der Verlauf der Stromdichte über die Leiterhöhe eine wichtige Rolle bei der Verlusteinprägung in ein radiales thermisches Rotorstabmodell. Wie aus Abbildung 2.2 ersichtlich ist, erhöht sich die Stromdichte signifikant in Richtung Nutöffnung und sorgt dort für höhere Kupferverluste. Dieser Effekt stellt sich in Ein- bzw. Zweistabkonfigurationen auf unterschiedliche Weise ein, was im Rechenmodell nachgebildet wird.

Mit der analytischen Gleichung (2.40) aus Kapitel 2.4.1 lässt sich die Stromdichte für eine Ein- und eine Mehr-Leiterkonfiguration berechnen. Als Annahme für einen

einzelnen Stab in einer 4,75mm breiten Nut gelten die Querschnittsabmessungen $h_L \times b_L = 30\text{mm} \times 4,5\text{mm}$, eine Frequenz von 50Hz und ein Strom durch den Stab von 500A. Es ergibt sich dabei ein Verlauf der Stromdichte über die Höhe entsprechend Abbildung 3.1(a). Wie erwartet nimmt die Stromdichte in Richtung Nutöffnung beträchtlich zu und erreicht den Höchstwert an der Oberkante des Leiters.

Im nächsten Schritt wird der Stab durch zwei gleich hohe Stäbe äquivalent ersetzt; eine Isolation wird dabei vernachlässigt. Damit der Strombelag innerhalb der Nut gleich bleibt, werden die beiden in Serie geschalteten 15mm hohen Stäbe jeweils von einem Strom in Höhe von 250A durchflossen. Eingesetzt in Gleichung (2.40) ergibt sich eine Stromdichte über die gesamte Höhe h_L laut Abbildung 3.1(b). Die untere Kurve ähnelt dabei jener in Abbildung 3.1(a). Der untere Stab wird nur durch sein eigenes Wirbelfeld beeinflusst und „sieht“ nur sich selbst in der Nut. Der oberere Stab hingegen wird zusätzlich zum eigenen auch durch das vom unter ihm liegenden Stab verursachte Wirbelfeld, beeinträchtigt. Es ergibt sich dadurch eine gekrümmte Kurve mit der kleinsten Stromdichte ungefähr in der Mitte des Leiters. Vergleicht man nun Abbildung 3.1(a) und (b), so wird ersichtlich, dass der Spitzenwert der Stromdichte auf zwei Leiter verteilt geringer ist. Die günstigere Verteilung im Bild (b) wirkt sich ebenso auf die gesamte in der Nut anfallende Leistung aus. Es ergibt sich für dieses Beispiel eine Leistungsreduktion um ca. 11% im Vergleich zur Leiterkonfiguration mit einem Leiter.

Die gestrichelte Kennlinie in Abbildung 3.1 zeigt die gleichmäßige Verteilung der Stromdichte bei einer Frequenz von 0Hz, also ohne Stromverdrängungseffekt. Dabei fällt bei beiden Leiterkonfigurationen dieselbe Leistung in der Nut an.

In Anbetracht dieser Kurven ist davon auszugehen, dass sich abhängig von der Leiterkonfiguration eine unterschiedliche Temperaturverteilung im Rotorstab einstellen wird. Auch die Temperaturdifferenz zwischen Ober- und Unterkante wird sich in den beiden Fällen unterscheiden. Im nachfolgenden Kapitel wird die thermische Auswirkung der beiden Leiterkonfigurationen anhand der Daten einer Referenzmaschine noch untersucht.

Um direkte Vergleiche bzgl. Einfluss auf Drehmoment und Ströme abzubilden, werden die Berechnungen im elektrischen Modell einmal mit und einmal ohne

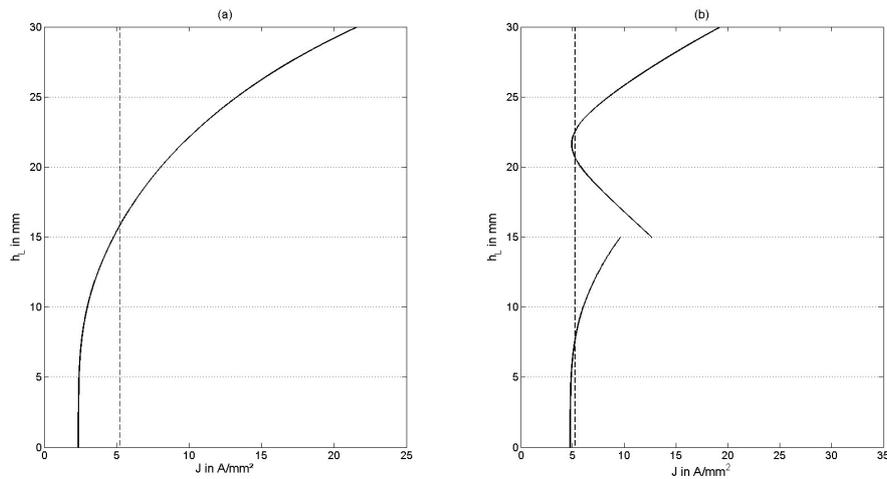


Abbildung 3.1: (a) Verteilung der Stromdichte über die Höhe eines einzelnen Leiters h_L , (b) Verteilung der Stromdichte über zwei Leiter der Höhe $h_L/2$, welche übereinander angeordnet sind

Stromverdrängung ausgeführt. Es gelten für beide Varianten die stationären Gleichungen aus Kapitel 2.2, wobei für die Stromverdrängung der Widerstand R_r' durch $k_r R_r'$ ersetzt wird. Im speziellen wird mit Hilfe des stationären Ersatzschaltbildes aus Abbildung 2.3 der Drehmoment-, Stator- und Rotorstromverlauf über der Drehzahl berechnet. Diese Kennlinien dienen als Eingang für das mechanische Modell, wo abhängig von der Hochlaufsequenz mit entsprechender Drehzahl die „passende“ Größe gewählt wird, um so die Beziehung zur Hochlaufzeit herzustellen.

Die Berechnung der Drehmoment- und Stromkennlinien wird um einen iterativen Berechnungsprozess erweitert, um den Einfluss der Netzimpedanz am Eingang der Maschine zu berücksichtigen. Repräsentativ für die Netzimpedanz wird eine Transformatorimpedanz laut Gleichung (2.31) berechnet. Die Daten für den Transformator sowie für das restliche stationäre Ersatzschaltbild der Maschine werden vorgegeben und extern eingelesen. Ziel des iterativen Berechnungsprozesses ist es, entsprechend der Berücksichtigung der Netzimpedanz tatsächlich fließenden Statorstromes und dem sich daraus ergebenden Magnetisierungsstrom I_m die beiden Elemente des Querzweigs R_{fe} und X_h neu zu berechnen. Dazu werden die aus Messungen bestimmte Magnetisierungskennlinie und die Leerlaufverlustkennlinie benötigt. Die Magnetisierungskennlinie stellt einen Zusammenhang zwischen an-

gelegter Klemmenspannung und fließendem Statorstrom bei Leerlauf ($s=0$) her. Die Leerlaufverlustkennlinie bildet nach Bereinigung der Reibungsverluste die Verluste von Stator- und Eisenverlustwiderstand in Abhängigkeit der Klemmenspannung ($s=0$) ab. Die beiden Kennlinien können so umgerechnet werden, dass eine Abhängigkeit zwischen X_h bzw. R_{fe} und dem Magnetisierungsstrom I_m entsteht; siehe Gleichung (2.34) und (2.35).

Abbildung 3.2 zeigt das Flussdiagramm des iterativen Berechnungsprozesses. Um am Beginn der iterativen Berechnung eine Vergleichsgröße zu haben, wird der Magnetisierungsstrom für das gesamte Ersatzschaltbild laut Abbildung 2.3 mit den Nenndaten der Referenzmaschine berechnet. Der Strom berechnet sich dabei aus der Knotenregel zu $\underline{I}_m = \underline{I}_s + \underline{I}'_r$ mit Gleichung (2.22) und (2.26). Abhängig von \underline{I}_m werden in der Folge Hauptinduktivität und Eisenverlustwiderstand aus den entsprechenden Kennlinien gewählt. Zwei Effekte sorgen für einen verminderten Magnetisierungsstrom. Einerseits vermindert sich die Spannung an den Maschinenklemmen \underline{U}_s über den gesamten Schlupfbereich durch den Spannungsabfall an der Netzimpedanz \underline{Z}_{Netz} . Betrachtet man eine übliche Strom über Schlupf-Kennlinie ohne Berücksichtigung eines externen Widerstandes - siehe Abbildung 3.5 - so läuft die Maschine über einen großen Bereich mit mehrfachen Nennstrom \underline{I}_n hoch. Dementsprechend höher fällt in diesem Abschnitt auch der Spannungsabfall über die Netzimpedanz aus. Andererseits fließt in der Anlaufphase der Maschine ein gegenüber dem Statorstrom nahezu gleich großer, aber räumlich entgegengesetzter Rotorstrom. Aufgrund des Durchflutungsgleichgewichts wird der Magnetisierungsstrom in dieser Phase sehr klein. Dieses Verhalten ändert sich mit sinkendem Schlupf, wodurch I_m zum Leerlauf hin kontinuierlich steigt. Aufgrund dieser Auswirkung ist gerade im Anlaufbereich bis hin zum Kippschlupf eine deutliche Erhöhung der Hauptreaktanz im Vergleich zum Nennpunkt zu erwarten. Eine ähnliche Entwicklung, aber nicht so deutlich ausgeprägt, ist beim Eisenverlustwiderstand zu beobachten.

Die iterative Subroutine vergleicht im ersten Durchlauf den neu berechneten Magnetisierungsstrom aus dem gesamten Ersatzschaltbild mit jenem Strom, welcher laut Magnetisierungskennlinie der Messung für die Nennspannung ohne Netzimpedanz fließt. Danach wird mit den neuen Parametern der Hauptimpedanz

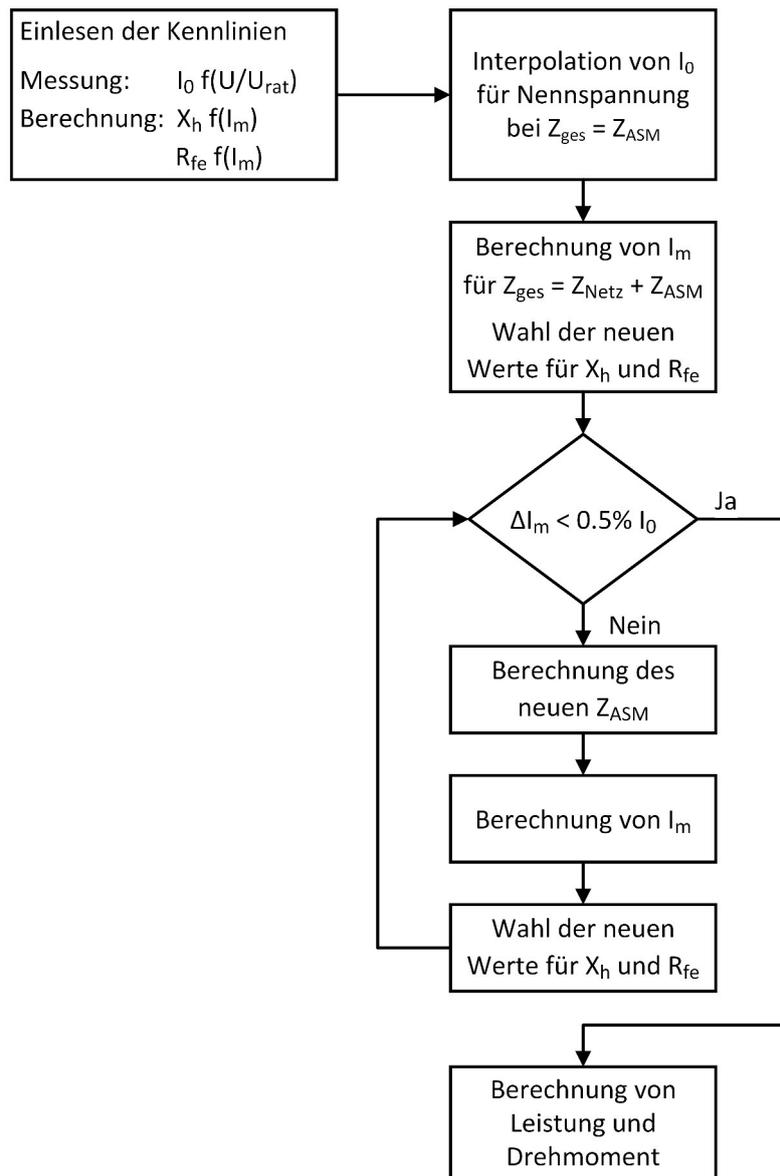


Abbildung 3.2: Flussdiagramm der iterativen Berechnung des Magnetisierungsstroms I_m

der Berechnungsvorgang wiederholt und der „neue“ mit dem letztberechneten Magnetisierungsstrom verglichen. Dieser Prozess in der Subroutine wird solange durchgeführt, bis die Abweichung der Ströme ΔI_m bei ca. 0,5% des Leerlaufstromes I_0 liegt.

Der iterative Berechnungsprozess wird parallel und gleichzeitig für den gesamten Drehzahlbereich von $s = 0 - 1$ durchgeführt und endet, wenn für den gesamten Bereich das Abweichungskriterium erfüllt ist. Für die Berechnungsumgebung *Matlab* hat sich diese Vorgehensweise als effektiv herausgestellt. Für andere Programmie-

runsumgebungen wäre es durchaus interessant, den Iterationdurchlauf zuerst für eine Drehzahl auszuführen und das errechnete Ergebnis des Magnetisierungsstromes als Startwert für die Iteration bei der nächst höheren Drehzahl als Input zu nehmen.

Als Ergebnis des Iterationsprozesses stellt sich auch für die tatsächliche Klemmenspannung der Maschine ein neuer Verlauf ein. Mit diesen Größen lässt sich der elektrische Drehmomentverlauf mit Gleichung (2.25) und Rotorstromverlauf mit Gleichung (2.26) berechnen. Die Routine wird im nächsten Kapitel mit Referenzdaten näher analysiert. Aufgrund des Zusammenhangs zwischen Klemmenspannung und Drehmoment wird vor allem im Bereich der Anlaufphase und des Kipp-schlupfs ein Einbruch des Drehmoments erwartet.

Da das Drehmoment stark vom externen Zusatzwiderstand im Rotorkreis abhängig ist (siehe Abbildung 2.4), wird die Berechnungsroutine für jeden als Schaltstufe verwendeten Widerstand ausgeführt. Die Widerstandswahl wurde auf Basis der Daten des Herstellers des Anlasswiderstands vorab definiert. Man erhält dadurch ein Drehmoment über Schlupf- Kennlinienfeld, welches sinngemäß in Abbildung 3.3 dargestellt wird. Die elektrischen Daten für die Berechnung liefern die Referenzmaschine und der Anlasswiderstand.

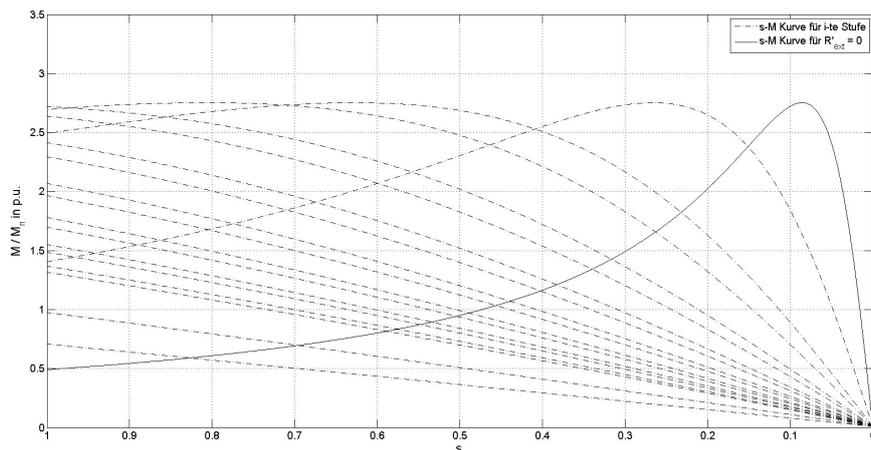


Abbildung 3.3: Drehmoment über Schlupf- Kennlinienfeld für 17 Stufen

Kernaufgabe dieses Modells ist auch, abhängig vom anliegenden Lastmoment über die unterschiedlichen Drehmoment über Schlupf- Kennlinien einen funktionierenden Hochlauf zu berechnen. Dazu wird eine Subroutine initialisiert. Als erstes ist in Abhängigkeit vom Lastmoment ein minimales Beschleunigungsmoment M_{be} für den Hochlauf zu definieren. Dieses bildet die Schaltbedingung für den Stufenwiderstand. Wird das Beschleunigungsmoment unterschritten, schaltet der Stufenwiderstand auf den nächst kleineren Widerstand um und es gilt die nächst höhere Drehmoment über Schlupf- Kennlinie. Die Schaltbedingung ist also *drehzahlabhängig* und es ergibt sich dadurch ein sägezahnförmiger Drehmomentverlauf für den Hochlauf. Zur Illustration der Berechnungsroutine wird für das Kennlinienfeld aus Abbildung 3.3 ein Lastmoment von $M_L = 1,2 \cdot M_N$ und ein Beschleunigungsmoment von $M_{be} = 0,1 \cdot M_N$ gewählt. Die berechnete sägezahnförmige Hochlaufkennlinie ist in Abbildung 3.4 ersichtlich.

Zusätzlich ist in dieser Abbildung dargestellt, dass auch das Anlaufmoment groß genug sein muss, um die Maschine zu beschleunigen. Im konkreten Beispiel werden die beiden ersten ausgewählten Zusatzwiderstände übersprungen, da aufgrund ihrer Größe die „Scherung“ der Kennlinie zu groß ist.

In derselben Subroutine werden auch Statorstrom- und Rotorstromverlauf für den Hochlauf berechnet. Die Schaltbedingungen richten sich nach jenen der Drehmomentkurve, wodurch eine gewisse Ähnlichkeit in den Kurven zu erkennen ist. Abbildung 3.5 zeigt den Verlauf des Rotorstromes beim simuliertem Hochlaufvorgang.

In Abbildung 3.5 sind zwei markante Stromspitzen in der Sequenz am Ende des Hochlaufs zu erkennen ($\frac{I_r}{I_{rn}} > 2$). Im Sinne der Verlustreduzierung in den Statorwicklungen wäre ein Hinzufügen von weiteren Widerständen als Schaltstufen denkbar. Zu beachten ist dabei die Umschaltzeit des Stufenwiderstands. Diese sollte bei einer Verfeinerung der Schaltwiderstände berücksichtigt werden, um ein problemloses Hochfahren der Maschine zu garantieren. Das gleiche gilt auch für den Statorstromverlauf.

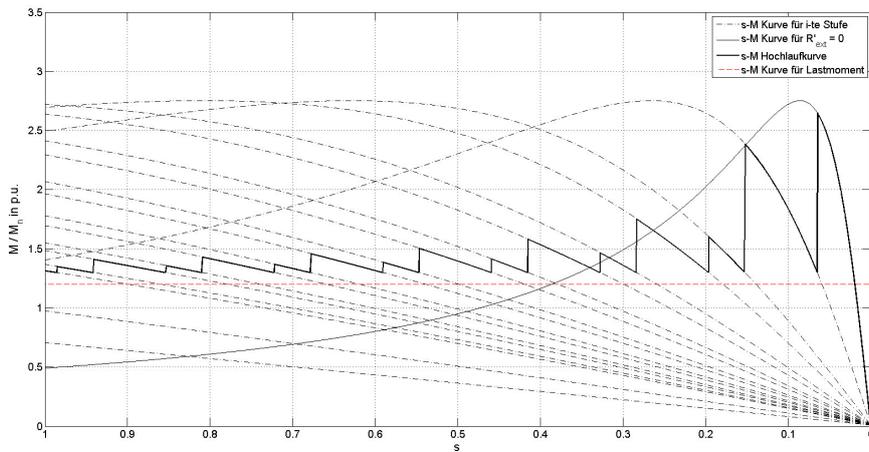


Abbildung 3.4: Drehmoment über Schlupf- Hochlaufkennlinie

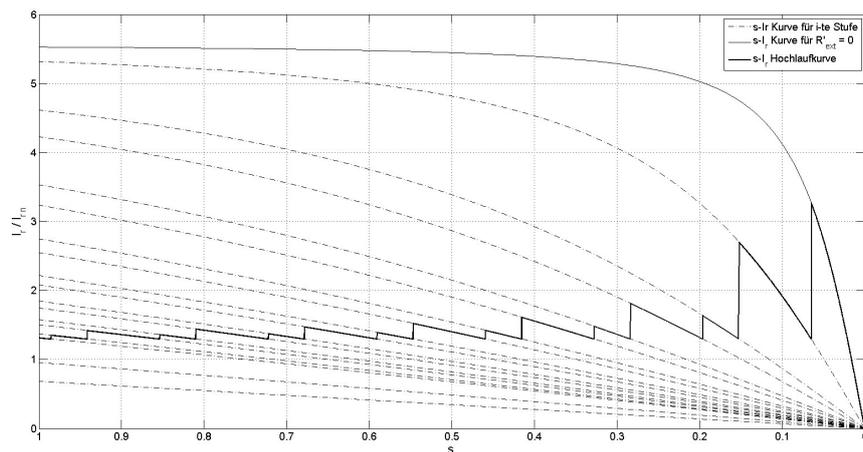


Abbildung 3.5: Rotorstrom über Schlupf- Hochlaufkennlinie

3.2 Mechanisches Rechenmodell

Um den Hochlauf zu simulieren, wird ein Modell in Simulink erstellt. Das Modell bildet die dynamische Bewegungsgleichung der Maschine ab. Abbildung 3.6 zeigt das Modell in Simulink. Dabei wird im Subsystem die Differenzialgleichung (2.36) abgebildet. Als Eingang dienen das konstante Lastmoment M_L sowie das elektrische Drehmoment M_{el} . Letzteres wird in Form der Hochlauf-Drehmoment über Schlupf- Kennlinie dem mechanischen System übergeben. Die mechanische Winkelgeschwindigkeit $\omega_m(t)$ dient einerseits als Rückkopplung für das elektrische

Drehmoment und andererseits als Ausgangsgröße des Modells.

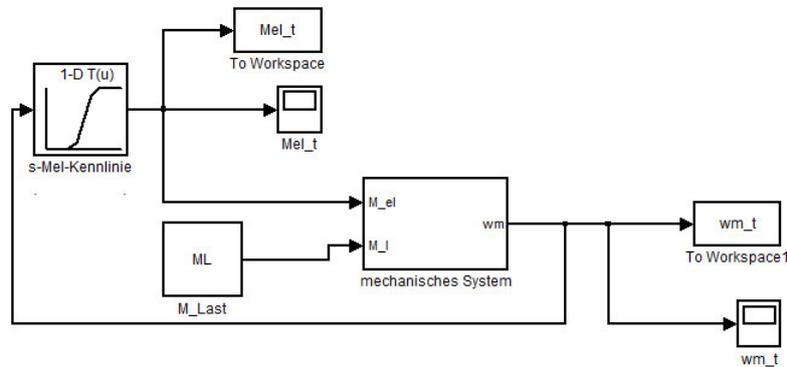


Abbildung 3.6: Mechanisches Modell der Maschine in Simulink

Die mechanische Winkelgeschwindigkeit bildet in Abhängigkeit der Zeit den Hochlauf der Maschine ab. Zusätzlich kann aus dem Simulationsergebnis die Anlaufzeit bestimmt werden.

3.3 Thermisches Rechenmodell

Zur Bildung eines thermischen Rechenmodells ist primär die Geometrie und Beschaffenheit des zu modellierenden Körpers wichtig. Aus diesen Konstruktionsdaten lassen sich die thermischen Parameter wie Wärmeleitwiderstand oder Wärmekapazität berechnen. Aus dem Kapitel *Grundlagen* ist bekannt, dass der Körper diskretisiert wird, um die Berechnung entsprechend zu erleichtern. Man stelle sich dafür einen rechteckigen Kupferstab vor, welcher der Länge nach in beispielsweise $n = 20$ gleich große Teilstücke unterteilt wird. Werden die äußeren Anbindungen an den Körper vorerst vernachlässigt, besteht lediglich eine Wärmeleitung zwischen den einzelnen Kupferelementen und es bildet sich ein Wärmenetzwerk wie in Abbildung 2.6 sichtbar. Somit ergeben sich zwanzig Differenzialgleichungen der Form (2.58), wobei für das erste und das letzte Teilstück jeweils ein Term auf der rechten Seite entfällt. Für die $n - 2$ Differenzialgleichungen in der Mitte des Körpers ergibt sich eine Struktur in Simulink wie in Abbildung 3.7 dargestellt.

Das Modell kann beliebig erweitert werden. Beispielsweise lässt sich ein Körper in einen anderen einbetten, wodurch ein Wärmetransport zwischen den Körpern entsteht. In diesem Modell wird dies bei einem Kupferstab, der in einer Eisennut

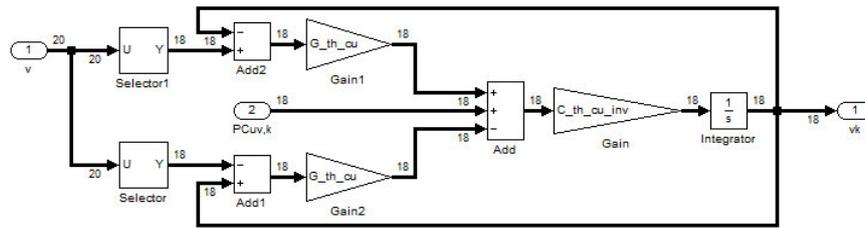


Abbildung 3.7: Thermisches Modell mit $n - 2$ Differenzialgleichungen der Form (2.58); $PCuv,k$ steht dabei für die Verlustleistung

liegt, angewendet. Befindet sich dazwischen auch Isolationsmaterial, so entsteht ein Wärmetransport zwischen drei Körpern. Dieser Wärmetransport muss dementsprechend mit neuen thermischen Parametern berücksichtigt werden und kann als weiterer Term in die Differentialgleichung (2.58) hinzugefügt werden. Für den Wärmestrom wird die Temperaturdifferenz der aneinanderliegenden Körper verwendet.

Das Gleiche gilt für den Wärmetransport durch Konvektion, wenn an der Grenzfläche des Kupferstabes beispielsweise ein Luftstrom zirkuliert. Auch dies kann in der Differentialgleichung beim betreffenden Teilstück berücksichtigt werden.

Konkret sieht die angesprochene Erweiterung für die $n - te$ Gleichung des behandelten Teilstücks wie in Abbildung 3.8 aus.

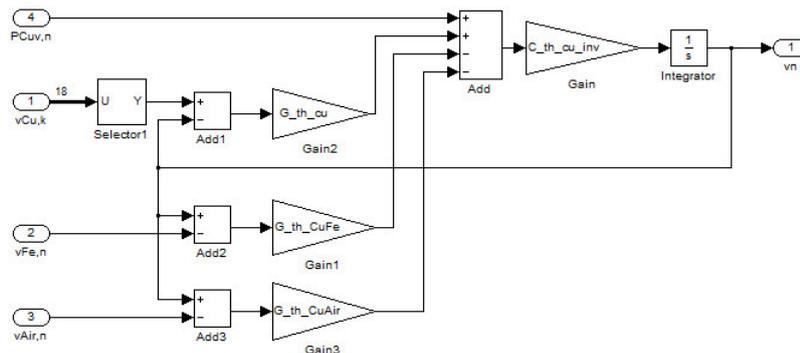


Abbildung 3.8: Thermisches Modell der $n - ten$ Differenzialgleichung mit Erweiterungen von äußeren Einflüssen

Wie die beiden Abbildungen zeigen, wird dem Modell eine elektrische Verlustleistung von außen zugeführt ($PCuv,k$ bzw. $PCuv,n$). Abhängig vom modellierten Körper ergeben sich die in Abschnitt 2.4.1 beschriebenen Berechnungen. Für die Berechnung der Kupferverluste am Beispiel des abgebildeten Modells sind Kennt-

nisse über die Leiterkonfiguration (Stromverdrängung) sowie des Stromverlaufes während des Hochlaufes notwendig. Der Hochlauf lässt sich durch Interpolation über die im elektrischen Modell berechnete Strom über Schlupf- Kennlinie sowie der mechanischen Winkelgeschwindigkeit $\omega_m(t)$ berechnen. Mit der Gleichung (2.39) werden die Verluste in Abhängigkeit der Teilstückgröße bestimmt. In diesem Beispiel wird für die Leiterlänge l die Länge des n -ten Teilstücks eingesetzt. Abhängig von Frequenz und Hochlaufstrom ergibt sich somit eine Verlustverteilung entsprechend des Hochlaufvorganges für jedes Teilstück sowie für jede Differentialgleichung. Diese Verteilung $PC_{uv,n}(t)$ wird im Modell in Simulink eingepreßt. Für die Eisenverlustverteilung gilt das gleiche mit dem Unterschied, dass die Abhängigkeit der Frequenz und magnetischen Flussdichte berücksichtigt wird.

Aufbauend auf dieses Konzept lassen sich thermische Modelle von beliebigen Körpern realisieren. Die Idee dabei ist, einzelne Teilkomponenten wie ein Teilelement des Eisenpakets oder den Wickelkopf zu modellieren und über einen Übergangswiderstand thermisch zu koppeln. Durch diesen modularen Aufbau kann eine Aussage über die Temperaturentwicklung in den einzelnen Teilstücken getroffen werden.

3.4 Gesamtmodell

Das Gesamtmodell baut sich aus den Einzelroutinen zusammen und simuliert für eine bestimmte Maschinenkonfiguration die Temperaturverteilung in den modellierten Komponenten. Dafür werden zuerst die aus der Auslegung bekannten Maschinendaten und vom Kunden erhaltenen Spezifikationen der Arbeitsmaschine eingelesen. Betreffend des Aufbaues des Rotorstabes können zwei unterschiedliche Varianten ausgewählt werden. Der Einfluss der Netzimpedanz in der Berechnung kann optional berücksichtigt werden. Nach einander werden die einzelnen Routinen abgerufen und die Berechnungen wie oben beschrieben durchgeführt. Bezogen auf das in diesem Kapitel beschriebene Beispiel, wird die errechnete Verlustverteilung abhängig von der Zeit in die einzelnen Teilstücke eingepreßt. Abbildung 3.9 zeigt den Simulationsblock in Simulink.

Dabei wird ein Kupferstück mit Wärmetransport in axialer Richtung simuliert. Die Verlusteinprägung ist über die $n = 20$ Teilstücke gleich verteilt. Zusätzlich wird

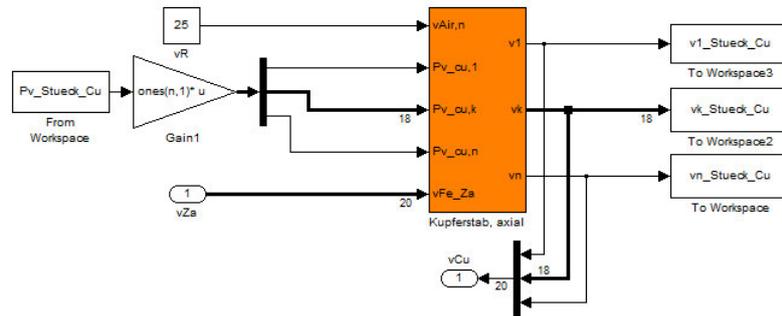


Abbildung 3.9: Thermischer Modellblock für einen Kupferstab mit axialem Wärmetransport über $n = 20$ Differenzialgleichungen

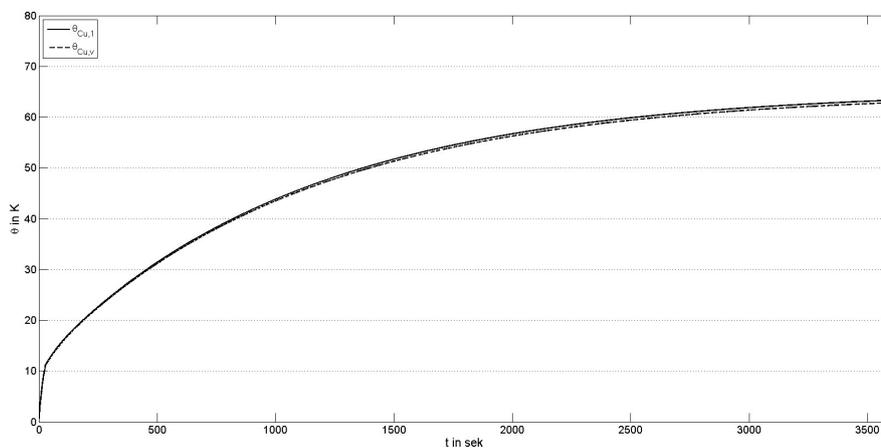


Abbildung 3.10: Axiale Temperaturverteilung in einem Kupferstückmodell für eine Simulationszeit von einer Stunde

eine Berücksichtigung der Wärmeabfuhr über Luft mit einer konstant bleibenden Lufttemperatur von 25°C angenommen. Die Anbindung der Kupfergrenzfläche an den Zahn und der dabei entstehende Wärmetransport über die Isolation ist in diesem Beispiel ebenfalls berücksichtigt. Als Ausgang erhält man die 20 Temperaturen der Kupferteilstücke. Die Temperatur der ersten und der n -ten Schicht zeigt Abbildung 3.10.

Bei einer Simulationszeit von einer Stunde erreichen die Teilstücke im Kupfer einen stationären Wert für die Temperaturerhöhung von ca. 63°C . Ebenso ist der steile Temperaturanstieg in den ersten gut 29 Sekunden ersichtlich. Dieser ist der erhöhten Verlusteinprägung während des Hochlaufvorganges geschuldet.

4 Berechnungen an einer Referenzmaschine

Nachdem das Rechenmodell im vorangegangenen Kapitel erstellt und beschrieben wurde, werden nachfolgend konkrete Untersuchungen an einer Referenzmaschine von ELIN durchgeführt. Dabei werden die Auswirkungen der beschriebenen Effekte berechnet oder simuliert bzw. analysiert. Im elektrisch-mechanischen Modell wird unter Berücksichtigung der Lastdaten der angetriebenen Arbeitsmaschine ein ausgesuchter Hochlaufvorgang berechnet. Mit Hilfe von thermischen Netzwerken wird der Rotor des SR-ASM modelliert und dessen Temperaturentwicklung während des Hochlaufvorganges simuliert. Die Temperaturberechnung basiert auf einer Näherung, welche durch eine Diskretisierung der Modellkomponenten gebildet wird. Dafür muss eine geeignete Zerlegung des Rotors in einzelne Komponenten gefunden werden. Ziel ist es, ausgehend von Teilanalysen symmetrische Bedingungen zu schaffen und teilweise einflussarme Vereinfachungen zu treffen, um ein möglichst „einfaches“ und dennoch realitätsgetreues thermisches Modell des Rotors nachzubilden. Es ist sinnvoll, im Modell einzelne *Worst-Case* Berechnungen durchzuführen, um die Auswirkungen etwaiger Vereinfachungen darzustellen.

4.1 Die Referenzmaschine

Bei der Referenzmaschine handelt es sich um einen 1000kW SR-ASM, der ein Güterförderband antreibt. Der Motor wurde von ELIN ausgelegt und bereits an den Kunden ausgeliefert. Tabelle 4.1 zeigt die Bemessungsdaten. Für die Simulationen werden geometrische und elektrische Auslegungsdaten des Motors verwendet. Diese dürfen jedoch aus Verschwiegenheitsgründen nicht veröffentlicht werden. Des Weiteren stehen für diese Maschine zahlreiche Messungen zur Verfügung. Die Daten zur Arbeitsmaschine wurden durch den Kunden spezifiziert. Der schaltbare

Zusatzwiderstand wurde vom Lieferanten ausgelegt und für die Berechnungen bereitgestellt. Als adäquater Ersatz für die Netzimpedanz wird ein typischer Verteiltransformator gewählt und dessen Herstellerangaben für die Berechnung der Transformatorimpedanz angewendet. In den Tabellen 4.2 und 4.3 sind die externen Parameter dargestellt, welche die Basis für die Berechnungen bilden.

Bemessungsdaten Referenzmaschine			
P_N	1000 kW	$2p$	6
U_N	6,6 kV	f_N	50 Hz
J_M	41 kgm ²	n_N	984 min ⁻¹
$I_{s,N}$	110 A	$I_{r,N}$	338 A

Tabelle 4.1: Bemessungsdaten der Referenzmaschine

Bemessungsdaten Zusatzwiderstand			
Stufe	R_Y	Stufe	R_Y
1	4,4 Ω	10	1,2 Ω
2	3,1 Ω	11	1,0 Ω
3	2,2 Ω	12	0,9 Ω
4	2,1 Ω	13	0,7 Ω
5	1,9 Ω	14	0,6 Ω
6	1,8 Ω	15	0,4 Ω
7	1,6 Ω	16	0,3 Ω
8	1,5 Ω	17	0,1 Ω
9	1,3 Ω	18	0,0 Ω

Tabelle 4.2: Spezifikation des schaltbaren Zusatzwiderstandes mit den Phasengrößen

Bemessungsdaten Verteiltransformator	
S_T	2500 kVA
Wicklungsmaterial	Cu/Cu
P_0	1700 W
P_k 75°C	21000 W
u_k	6 %

Tabelle 4.3: Spezifikation des Verteiltransformators ([6], S. 2)

4.2 Ergebnisse aus dem elektrischen Modell

4.2.1 Einfluss der Nichtlinearität des Elektrobleches

Mit den Ersatzschaltbildparametern der Referenzmaschine und den definierten Stufenwiderständen für den Anlasswiderstand (Tabelle 4.2) können die elektrischen Kenngrößen wie Drehmoment, Stator- bzw. Rotorstrom über den Schlupf für jede Widerstandsstufe berechnet werden. Vor Berechnung der Drehmoment über Schlupf- Kennlinie, ist der Einfluss der Netzimpedanz zu berücksichtigen.

Aus den Spezifikationen eines typischen Verteiltransformators (Tabelle 4.3) kann die Impedanz des Transformators berechnet werden. Die Transformatorimpedanz soll als Ersatz für die Netzimpedanz verwendet werden; es gilt $\underline{Z}_{Netz} = \underline{Z}_T$. Wie in der Modellbeschreibung erwähnt, beeinflussen die abfallende Spannung an der Transformatorimpedanz und der Hochlaufvorgang der Maschine den Magnetisierungsstrom I_m . Um die Änderung des Magnetisierungsstroms und der Werte für Reaktanz der Hauptinduktivität X_h bzw. Resistanz des Eisenverlustwiderstandes R_{fe} zu berücksichtigen, werden die gemessenen Kennlinien aus dem Leerlaufversuch entsprechend den in Kapitel 2.2 beschriebenen Gleichungen umgerechnet. Die beiden Kennlinien für Leerlaufstrom bzw. Leerlaufverluste in Abhängigkeit der Leerlaufspannung sind dem Anhang 7 Teil A zu entnehmen. Abbildung 4.1 zeigt die aus der Umrechnung entstandenen Kennlinien für die Hauptreaktanz X_h (a) und des Eisenverlustwiderstandes R_{fe} (b) in Abhängigkeit des Magnetisierungsstroms. In beiden Kennlinien ist der jeweilige Wert für den aus der Messung ermittelten Leerlaufstrom gekennzeichnet.

Die beiden Kennlinien liegen dem anschließend durchgeführten Iterationsprozess des Magnetisierungsstromes zu Grunde.

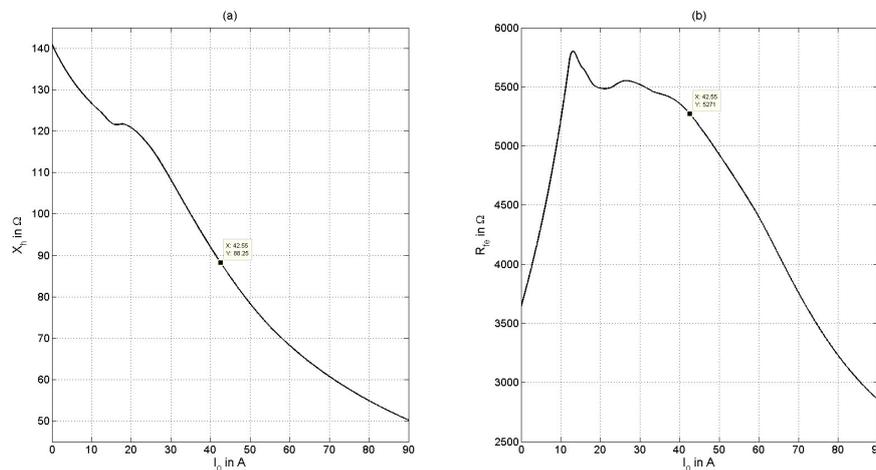


Abbildung 4.1: (a) Hauptreaktanz als Funktion über den Magnetisierungsstrom, (b) Eisenverlustwiderstand als Funktion über den Magnetisierungsstrom - beide Kennlinien beinhalten den Widerstandswert für den in der Leerlaufmessung ermittelten Leerlaufstrom; Anhang 7 Teil A

Die Auswirkung der Einbindung von Netzimpedanz und Messkennlinien soll in der Drehmoment über Schlupf- Kennlinie ohne Berücksichtigung des Zusatzwiderstandes anhand der Daten der Referenzmaschine gezeigt werden. Abbildung 4.2(a) zeigt den direkten Vergleich der Drehmoment über Schlupf- Kennlinien mit und ohne den Einfluss der Netzimpedanz. Es ist ein bedeutender Einbruch des Drehmoments im Anlaufpunkt ($s = 0$) und Kippunkt ($s = s_k$) zu erkennen. Bei Betrachtung des Kennlinienfeldes aus Abbildung 3.3 wird ersichtlich, dass die Verringerung des Kippmomentes einen nachteiligen Effekt auf den Hochlaufvorgang mit den Schaltwiderständen bewirken kann. Zudem ist das Kippmoment eine Größe, worüber die meisten Kunden informiert werden möchten. Abbildung 4.2(b) zeigt das prozentuale Verhältnis der beiden Kennlinien. Wie aus der Theorie bekannt ist, hat der Spannungseinbruch im Bereich des Anlaufs markante Auswirkungen. Das Anlaufmoment ist fast um ein Viertel geringer. Aufgrund des Hochschaltens des SR-ASM mit einem Anlasswiderstand wird der Bereich zwischen $s_k < s = 1$ jedoch weitgehend vermieden.

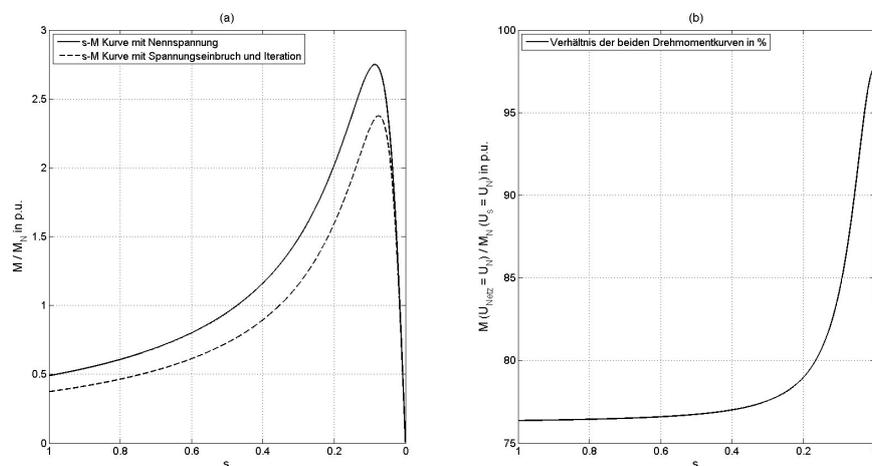


Abbildung 4.2: (a) Drehmoment über Schlupf- Kennlinie mit bzw. ohne Berücksichtigung der Netzimpedanz, (b) prozentuales Verhältnis der beiden Kennlinien aus Bild (a)

4.2.2 Einfluss der Stromverdrängung

Im Kapitel 2.1 und 3.1 wurden bereits die auftretenden Effekte der Stromverdrängung im Leiter näher beschrieben. Im Folgenden werden die Auswirkungen der

Stromverdrängung für die Statorwicklung und für unterschiedliche Leiterkonfigurationen im Rotor der Referenzmaschine betrachtet.

Als erstes wird auf die Widerstandserhöhung bedingt durch die Stromverdrängung eingegangen. Mit den Daten der Statornutsauslegung der Referenzmaschine lässt sich die Stromverdrängung berechnen. Die Wicklung ist zweischichtig ausgelegt, wobei sich in der oberen Schicht eine Spule mit fünf und in der unteren einen Spule mit sechs Windungen befindet. Die Leiter der jeweiligen Windung sind nicht weiter unterteilt, sodass sich eine Berechnung für insgesamt elf übereinander liegende massive Stäbe ergibt. Nach Anwendung der Gleichungen (2.8)-(2.13) errechnet sich für den k_r Faktor bei der Netzfrequenz von 50Hz ein Wert von knapp 1,05. Dies bedeutet eine Erhöhung des Widerstandes im Stator R_s um 5%.

Für die Feldverdrängung ergibt sich ein k_x Faktor von ≈ 1 . Die Verringerung der Streuinduktivität $X_{\sigma s}$ von 0,013% kann in den weiteren Betrachtungen vernachlässigt werden.

Als nächstes erfolgt die Berechnung der Widerstandserhöhung und der Stromdichteverteilung in der Rotorwicklung. Der Effekt der Widerstandserhöhung betrifft nur den Rotorwiderstand R'_r und nicht den Zusatzwiderstand des Anlasswiderstands. Betreffend der Stromverdrängung in den Rotorstäben ergeben sich zwei interessante Fälle der Wicklungskonfiguration, welche zuerst elektrisch und anschließend thermisch analysiert werden.

Die Rotorwicklung der Referenzmaschine weist für die weitere Analyse zwei Kriterien auf. Die Verschaltung der Rotorwicklung entspricht einer Y - *Serienschaltung* mit jeweils zwei Windungen in der Ober- und Unterschicht. Dies bedeutet, dass der Phasenwert des Zusatzwiderstands (siehe Tabelle 4.2) für die Berechnung verwendet wird. In jeder Windung fließt der Rotorstrom, womit aus der Sicht des Strombelages der vierfache Rotorstrom innerhalb einer Nut anzunehmen ist.

Aufbauend auf der Fertigungsvorschrift seitens ELIN wurde eine Skizze dieser Leiterkonfiguration angefertigt (siehe Abbildung 4.3). Neben der original ausgeführten Rotorwicklung der Referenzmaschine wird eine „Worst-Case Wicklung“ angesehen. Dabei wird aus der Zweischichtwicklung eine einschichtige Wicklung mit doppelter Leiterhöhe h_L .

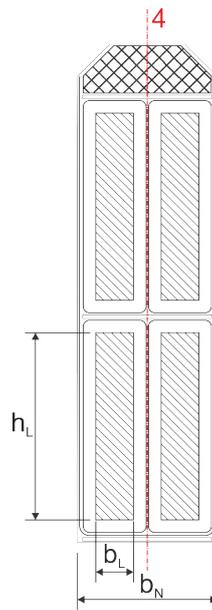


Abbildung 4.3: Skizze der verwendeten Leiterkonfiguration im Rotor der Referenzmaschine - angelehnt an Fertigungsvorschrift von ELIN

Im nächsten Schritt werden die Unterschiede von Widerstands- und Feldverdrängungsfaktor der beiden Leiterkonfigurationen analysiert. Da in beiden Fällen die Leiterstäbe nicht weiter unterteilt sind, wird der gleiche Berechnungsvorgang wie für die Statorwicklung angewendet. Um einen direkten Vergleich zu illustrieren, werden sowohl für Widerstands- als auch für Feldverdrängungsfaktor die Ergebnisse für beide Leiterkonfigurationen in Abbildung 4.4 gegenübergestellt. Die Rotorfrequenz ändert sich wie bekannt während des Hochlaufvorganges, sodass sich für den k_r und k_x Faktor eine Kennlinie in Abhängigkeit des Schlupfs ergibt.

Abbildung 4.4(a) zeigt den k_r Faktor in Abhängigkeit des Schlupfs. Wie zu erwarten, tritt bei der Wicklung mit einem großen Leiter eine wesentlich größere Widerstandserhöhung auf. Durch die Aufteilung der Stäbe in zwei Schichten wird die Leiterhöhe und somit auch der k_r Faktor geringer. Im Anlaufpunkt ($s=1$) zeigt sich dabei ein Unterschied der effektiven Widerstandserhöhung bei beiden Wicklungskonfigurationen von ca. 52%

Wie in Abbildung 4.4(b) ersichtlich, wirkt sich die Wahl der Leiterkonfiguration im Rotor auch erheblich auf das Streuverhältnis aus. Es ist deutlich sichtbar, dass eine Reduzierung der Stabhöhe h_L eine wesentliche Verbesserung des k_x Faktors hervorruft. Im Anlaufpunkt verringert sich das Streuverhältnis um knapp 5%, was

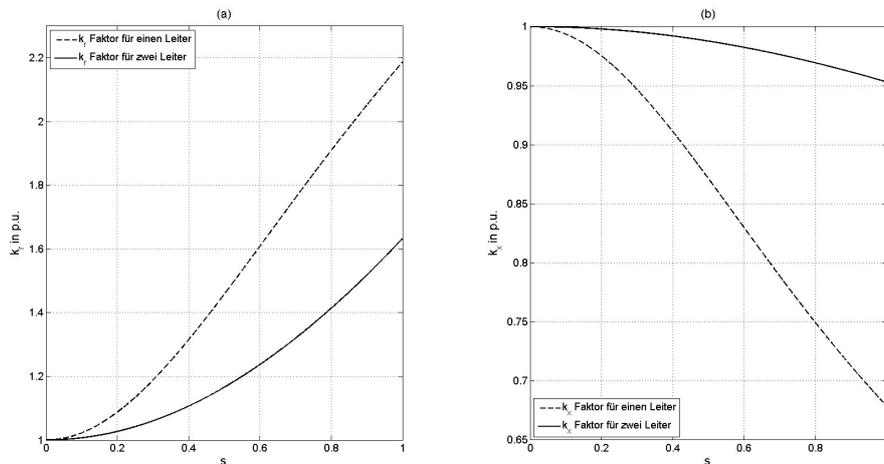


Abbildung 4.4: (a) k_r Faktor über den Schlupf für Wicklungskonfiguration im Rotor mit einem Leiter und zwei Leitern, (b) zeigt für die gleiche Konfigurationen den k_x Faktor

jedoch in der Folge die Drehmomentberechnung nicht entscheidend beeinflusst. Eine Verdoppelung der Stabhöhe wirkt sich markant auf die Rotorstreuung aus und kann somit das Kippmoment beeinflussen. Der prozentuale Unterschied der Streuinduktivitätssenkung beider Kennlinien im Anlaufpunkt liegt bei ca. 29%.

„Im Bezug auf die Stromverdrängung wirken mehrere Leiter gleicher Leiterhöhe h_L und gleicher Stromstärke, die in einer Nut nebeneinander liegen, wie ein Leiter der Höhe h_L und einer Breite b_L , die gleich der Summe der einzelnen Leiterbreiten ist.“ ([1], S. 411) Somit ändert eine Halbierung der Leiterkonfiguration aus Abbildung 4.3 entsprechend ihrer vertikalen Symmetrieachse nichts am Verhältnis $2b_L/b_N$ und folglich nichts am Parameter α laut Gleichung (2.8).

Für genauere thermische Untersuchungen im Rotorstab ist es wichtig, zusätzlich zur Widerstandserhöhungen die Stromdichteverteilung über die Stabhöhe zu bestimmen. Auf Grund der vertikalen Symmetrie der Leiterkonfiguration (siehe Abbildung 4.3) ist es für die weiteren Berechnungen ausreichend, die Nut entsprechend ihrer Nutbreite zu halbieren. Betreffend des k_r und k_x Faktors sind durch diese Vereinfachungen der Rotorwicklung keine Veränderungen zu erwarten.

Betrachtet man die fiktiv angenommene Einstabwicklung in der Nut der Referenzmaschine, wird eine erhöhte Stromdichte im Leiter erwartet; vergleiche Kapitel

3.1. Ausgehend vom simulierten Hochlaufvorgang der Maschine ergibt sich für jede auftretende Rotorfrequenz f_r ein unterschiedliches α laut Gleichung (2.8) und dementsprechend eine andere Stromdichteverteilung über die Stabhöhe. Der ungünstigste Fall tritt bei einer Rotorfrequenz von 50Hz (Stillstand der Maschine) auf und wurde für die Maschine simuliert. 4.5(a) zeigt die berechnete Stromdichteverteilung. Für die Berechnung wird der Rotoranlaufstrom pro Leiter $I_{r,A} = 438A^5$ doppelt angesetzt, damit der Strom in der Nut gleich bleibt.

Der gleiche Berechnungsvorgang wird auch für die Berechnung der Stromdichteverteilung in der originalen Leiterkonfiguration der Referenzmaschine angewandt. Um einen direkten Vergleich mit der Ein-Leiterkonfiguration zu gewährleisten, wird die Isolation zwischen Oberkante des Unterstabes und Unterkante des Oberstabes vernachlässigt; die Kurve der Stromdichte im Oberstab wäre um die Dicke der Isolation nach oben verschoben. Das Ergebnis der Berechnung der Stromdichte über die Leiterhöhe zeigt Abbildung 4.5(b).

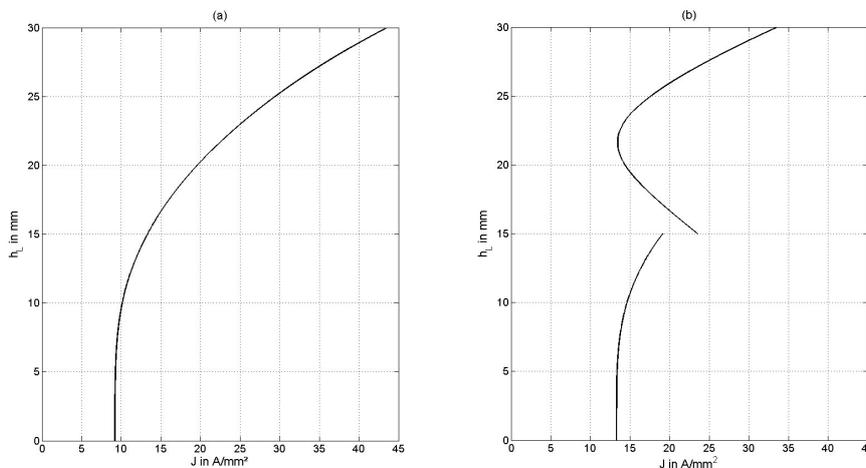


Abbildung 4.5: (a) zeigt die Stromdichteverteilung über die Höhe mit einem Leiter, (b) zeigt die Stromdichteverteilung über die Höhe mit zwei Leitern

4.2.3 Auswirkungen auf die elektrischen Kenngrößen

Im letzten Schritt des elektrischen Modells sollen die Auswirkungen der eben beschriebenen Einflüsse auf den Drehmoment- und Stromverlauf während des geschalteten Hochlaufvorganges analysiert werden. Als Vergleichsbasis dient ein

⁵Der Strom ergibt sich aus der Hochlaufberechnung für das im folgenden Teilkapitel beschriebene Simulationsszenario ohne Berücksichtigung der Netzimpedanz (siehe Abbildung 4.8)

berechneter Hochlaufvorgang der Referenzmaschine mit den aus der Auslegung bekannten elektrischen Parametern des Motors. Dabei wird der Einfluss der Netzimpedanz und der Stromverdrängung nicht berücksichtigt. Die Spezifikationen für die anzutreibende Arbeitsmaschine und dem extern bereitgestellten Anlasserwiderstand sind in Tabelle 4.2 angeführt und für alle folgenden Untersuchungsszenarien die gleichen.

Um den Drehmomentverlauf berechnen zu können, muss vorab ein Lastmoment festgelegt werden sowie auf diesem aufbauend ein minimales Beschleunigungsmoment für den Hochlaufvorgang. Letzteres dient als Schaltbedingung für den Anlasserwiderstand. Wird für das konstante Gegenmoment $M_L = 0,95 \cdot M_N$ und für die Untergrenze des Beschleunigungsmoments $M_{be} = 0,1 \cdot M_N$ gewählt, so ergibt sich als Hochlaufkennlinie des Drehmoments für die Referenzmaschine und ohne Berücksichtigung weiterer Einflüsse die schwarze Kennlinie in Abbildung 4.6. Zum Vergleich dazu zeigt die blaue Kennlinie den Hochlauf unter Berücksichtigung des k_r Faktors.

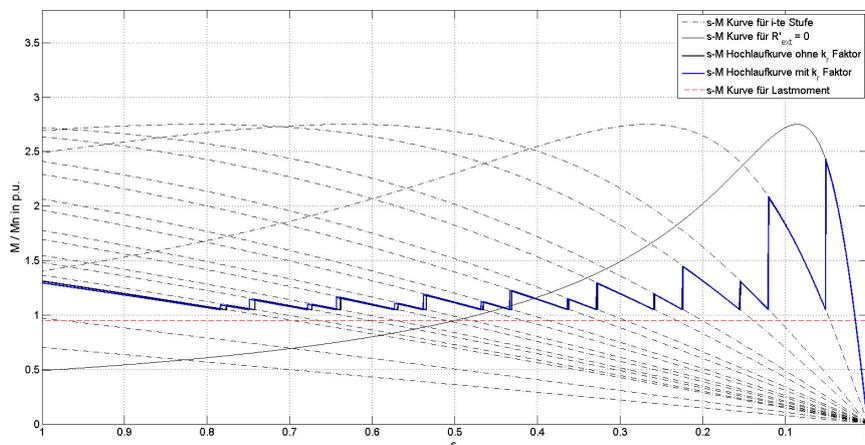


Abbildung 4.6: s-M Hochlaufkennlinie aus der Simulation mit und ohne k_r Faktor

Die Abbildung 4.7 wurde auf Basis der gleichen Daten erstellt, jedoch mit dem Unterschied, dass hier die Verringerung des Kippmoments durch die Berücksichtigung der Netzimpedanz ersichtlich ist.

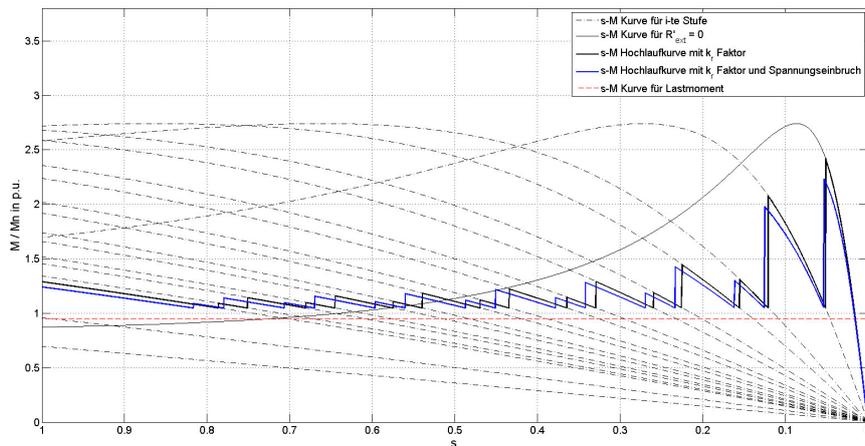


Abbildung 4.7: s-M Hochlaufkennlinie aus der Simulation mit k_r Faktor und Berücksichtigung des Spannungseinbruchs

Ein Vergleich der beiden Hochlaufkennlinien in Abbildung 4.7 zeigt, dass der Einfluss des Spannungseinbruchs aufgrund einer Netzimpedanz auf den gesamten Hochlaufvorgang minimal ist. Es ändert sich der drehzahlabhängige Schaltzeitpunkt des Anlasswiderstands, die sich eigentlich negativ auf das Drehmoment auswirkenden Einflüsse der beschriebenen Effekte werden durch den geschalteten Hochlauf gut kompensiert, da hauptsächlich der Momentenbereich nach dem Kipp-schlupf $s_k > s \geq s_n$ relevant ist. Für die weiteren Untersuchungen wird deshalb der Einfluss der Netzimpedanz nicht berücksichtigt; der k_r Faktor jedoch schon.

Ein ähnliches Bild ergibt die Analyse für den Rotorstrom. Abbildung 4.8 zeigt den unterschiedlichen Verlauf des Rotorstromes mit und ohne k_r Faktor, wobei ein minimaler Unterschied ersichtlich ist. Auch der Einfluss der Netzimpedanz wirkt sich kaum auf den Kennlinienverlauf aus. Die blaue Kennlinie mit dem Einfluss des k_r Faktors wird in der Folge für die Verlustberechnung während des Hochlaufvorganges verwendet. Der markierte Anlaufstrom $I_{r,A}$ bei $s = 1$ zeigt den Strom für die Stromdichteberechnung aus Abbildung 4.5.

4.3 Ergebnisse aus dem mechanischen Modell

Die im elektrischen Modell errechnete Drehmoment über Schlupf- Kennlinie dient als Eingang für das in Simulink erstellte mechanische Modell. Als zweite Eingangs-

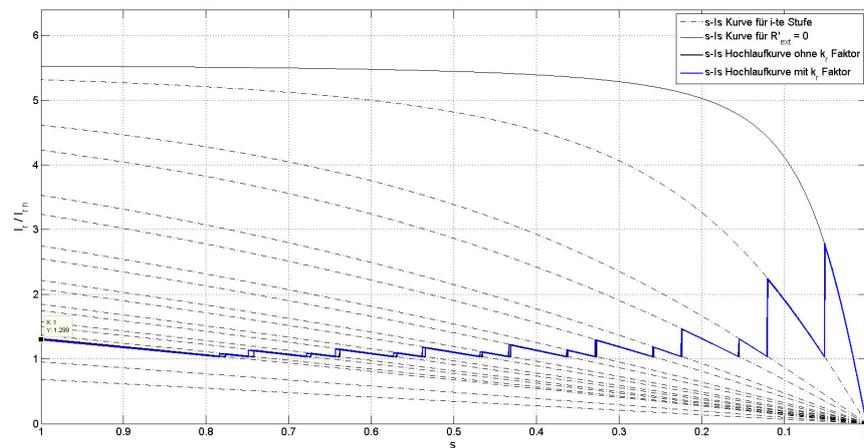


Abbildung 4.8: s-Ir Hochlaufkennlinie mit und ohne k_r Faktor aus der Simulation

größe wird das Lastmoment M_L der Arbeitsmaschine definiert. Es können dabei unterschiedliche Momentcharakteristiken simuliert werden. In dieser Simulation wird ein konstantes Lastmoment angenommen. Die Lastträgheit des anzutreibenden Gesamtsystems wurde von der Spezifikation des Kunden übernommen und beträgt in etwa das 12-fache Trägheitsmoment des SR-ASM. Die Lastträgheit kann auch variiert werden, um die Auswirkungen länger andauernder Anläufe zu simulieren. Abbildung 4.9 zeigt den Verlauf der mechanischen Drehzahl n_m während der Simulationszeit. Der belastete Hochlauf dauert ca. 29 Sekunden und die Motordrehzahl beträgt im Betriebspunkt ca. 985 1/min.

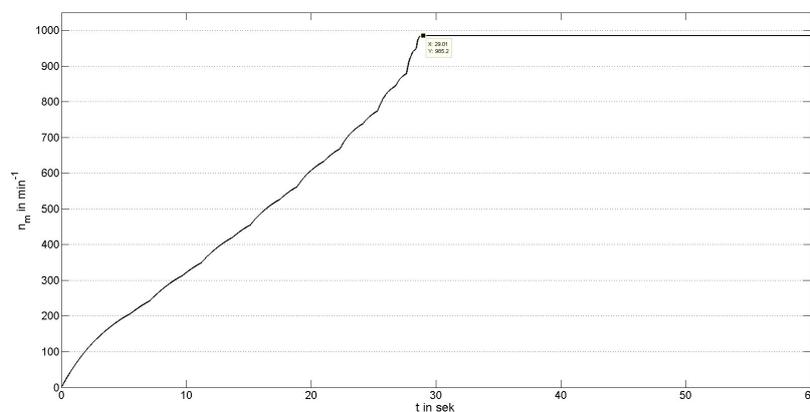


Abbildung 4.9: Mechanische Drehzahl während des Hochlaufvorgangs

Die Anlaufzeit lässt sich ebenso über die Gleichung (2.37) numerisch berechnen und ergibt 28,48 Sekunden.

Die Charakteristik der Kurve spiegelt den stufenförmigen Hochlaufvorgang wider. Nach jeder Schaltstufe steigt die Kurve steil an und flacht vor dem nächsten Schaltpunkt wieder ab. Diese Eigenschaft ergibt sich durch die Höhe des auftretenden Beschleunigungsmoments, welches integriert wird. Da bei den letzten Schaltperioden das Beschleunigungsmoment besonders hoch ist (vgl. Abbildung 4.6), ergeben sich besonders steile Flanken.

4.4 Modellierung thermischer Netzwerke einzelner Teilkomponenten

Nachdem der Hochlaufvorgang für die gewählte Anlaufkonfiguration des Maschinensatzes bestehend, aus Antriebs- und Arbeitsmaschine, elektrisch und mechanisch simuliert wurde, sollen nun die thermischen Auswirkungen an dem Antriebs-Asynchronmotor mit Schleifringen nachgebildet werden. Der Fokus wird dabei auf den thermisch stark beanspruchten Rotor gelegt. Der Rotor des Motors wird zur Modellierung in einzelne Teilkomponenten zerlegt und deren Temperaturentwicklung in einem radialen sowie axialen thermischen Modell betrachtet. Mit Hilfe dieser Teiluntersuchungen soll überprüft werden ob Vereinfachungen zulässig sind, damit Stück für Stück ein einfaches aber aussagekräftiges Modell des Rotors nachgebildet werden kann.

Vor Beschreibung der Modelle und Analyse der Ergebnisse sind die geltenden Materialeigenschaften festzulegen. Diese sind Materialcharakteristika wie thermische Leitfähigkeit λ , spezifische Wärmekapazität c_p und Materialdichte ρ . Tabelle 4.4 zeigt die verwendeten Parameter für die thermische Modellierung.

Material	$\frac{\lambda}{\text{W}} / \frac{\text{mK}}$	$\frac{c_p}{\text{J}} / \frac{\text{kgK}}$	$\frac{\rho}{\text{kg}} / \frac{\text{dm}^3}$
Kupfer	394	385	8,96
Elektroblech laminiert (radial)	30	465	7,70
Elektroblech laminiert (axial)	3,50	465	7,70
Isolation	0,25	2380	1,12

Tabelle 4.4: Thermische Eigenschaften von Materialien bei Raumtemperatur von 20°C ([8], Seite 536)

Bei dem gewalzten und laminierten Elektroblech gibt es bezüglich der thermischen Leitfähigkeit Unterschiede in radialer und axialer Richtung. Dies ist damit zu begründen, dass bei der radialen Verteilung die Wärme entlang des Blechquerschnitts transportiert wird. Bei der axialen Verteilung hingegen muss der Wärmefluss entlang der Höhe des Eisenpakets durch die geschichteten Bleche. Die Laminierung der einzelnen Bleche bremst den Wärmefluss erheblich. Die thermische Leitfähigkeit des Elektrobleches in axialer Richtung wurde nach Rücksprache mit dem Verantwortlichen für die thermischen Berechnungen bei ELIN mit $3,5 \text{ W/mK}$ angenommen. Die Aussage von ELIN beruht auf Messungen.

Ähnlich schwierig ist die Ermittlung der thermischen Leitfähigkeit des Isolationsmaterials. Bei der Isolation von Kupferstäben werden unterschiedliche Materialien für Teilleiter- und Hauptisolation sowie Nutauskleidung verwendet. Zusätzlich ist anzunehmen, dass sich beim Bandagieren der Leiter speziell im Wickelkopf auch kleine Lufteinschlüsse bilden. Auch hier wurde zur Parametrierung des Modells Rücksprache mit dem Verantwortlichen für die thermischen Berechnungen geführt und ein Richtwert für die thermische Leitfähigkeit der gesamten Isolation von $0,25 \text{ W/mK}$ festgelegt.

Um den Wärmetransport - durch Konvektion der zirkulierenden Luft an den Grenzflächen von Kupferstabisolation bzw. Elektroblech - in die Luft zu berücksichtigen, muss zur Bestimmung des thermischen Widerstandes ein Wärmeübergangskoeffizient α_{th} festgelegt werden. Dabei ist davon auszugehen, dass in den Luftschlitzen und im Bereich des Wickelkopfes unterschiedliche Wärmeübergangskoeffizienten auftreten. Für erste Simulationen wurde dieser Koeffizient für beide Übergänge mit $30 \text{ W/m}^2\text{K}$ angenommen. Im Zuge der Verfeinerung des thermischen Modells wird dieser Parameter später durch Vergleich mit Messungen angepasst.

Für die Verlustberechnung wird die Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstandes berücksichtigt. Aus Gleichung (2.41) lässt sich der spezifische Widerstand für eine höhere Temperatur berechnen. Unter der Annahme, dass die spezifische Leitfähigkeit von Kupfer bei 25°C ungefähr $58 \cdot 10^6 \text{ Sm}^{-1}$ ist, ergibt sich aus dem Kehrwert ein spezifischer Widerstand von ca. $1,724 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$ ([9], S. 136). Daraus wird mit Hilfe der linearen Beziehung zwischen Temperatur und Widerstand die spezifische Leitfähigkeit für Kupfer mit $\kappa_{Cu,90} \approx 45 \cdot 10^6 \text{ Sm}^{-1}$ bei einer

Temperatur von 90°C bestimmt. Dieser Wert wurde für die weiteren Simulationen verwendet.

4.4.1 Axiales thermisches Modell für ein Rotorteilstück

Als erstes wird die axiale Temperaturverteilung im Rotorstab in einem thermischen Modell betrachtet. Der zu modellierende Körper wird vorerst ohne Wickelköpfe betrachtet. Der Körper besteht aus einem Rotorstab, eingebettet in eine Eisennut, welche in axial geschichteten Elektroblechen mit der Gesamtpaketlänge l_{Fe} gestanz ist. Zwischen den beiden Körpern befindet sich eine Isolationsschicht, welche für das Modell aus einem Material bestehend angenommen wurde. Im Eisenpaket des Rotors sind zusätzlich zur Eisenlänge l_{Fe} , n_v Luftschlitze vorhanden. Der isolierte Kupferstab wird ins gesamte Eisenpaket eingeschoben, sodass im Lüftungsschlitz Kontakt zur Luft besteht. Abbildung 4.10 zeigt eine schematische Skizze des Rotors ohne Wickelköpfe. Um für das Gesamtmodell eine geeignete Unterteilung des Rotors in axialer Richtung zu wählen, wird ein Teilstück des Rotors modelliert. Dabei werden bestimmte symmetrische Bedingungen definiert, welche in Abbildung 4.10 anhand der gezeichneten Symmetrieachsen ersichtlich sind. Das Rotorpaket wird abhängig von der Anzahl der Luftschlitze n_v in $n_v + 1$ gleich große Eisenpaketstapel unterteilt; bei der Referenzmaschine sind das 17 Stapel. Es ergibt sich eine Eisenlänge des Stapelteilstücks von $\tilde{l}_{Fe} = l_{Fe} / (n_v + 1)$. Zusätzlich wurden bei dem Teilstück auf beiden Seiten jeweils eine halbe Länge des Luftschlitzes berücksichtigt.

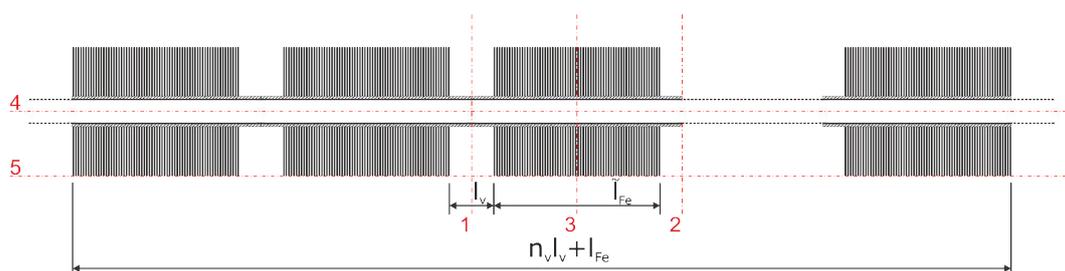


Abbildung 4.10: Schematische axiale Darstellung des Rotors ohne Wickelköpfe

Wie Abbildung 4.10 zeigt, befindet sich das beschriebene Teilstück zwischen den Symmetrieachsen 1 und 2. Ebenso ist die Kopplung der einzelnen Teilstücke über den Kupferstab im Luftschlitz auf beiden Seiten der jeweiligen Symmetrieachse ersichtlich. Es ergibt sich eine Gesamtlänge des betrachteten Modells von $\tilde{l}_{Fe} + l_v$. Abbildung 4.11 zeigt die schematische axiale Darstellung des Teilstücks.

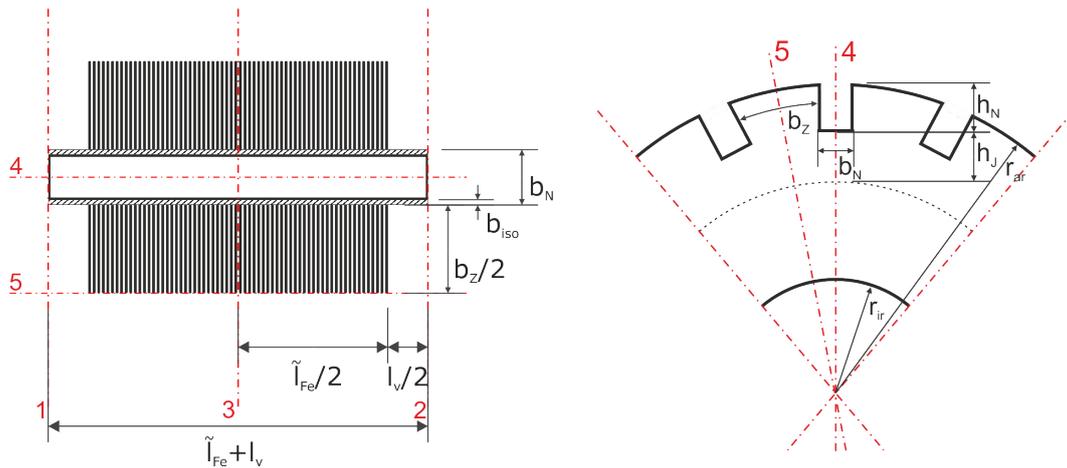


Abbildung 4.11: Schematische axiale und radiale Darstellung des Rotorteilstücks

Um beurteilen zu können, ob die gewählte Unterteilung als Näherung ausreichend ist, muss der axiale Temperaturunterschied zwischen Anfangs- und Endpunkt der Teilkomponente analysiert werden. Betrachtet man den Körper des Teilstücks, so ist davon auszugehen, dass die höchste Temperatur genau in der Mitte auftritt, da an den Rändern die Kühlung durch Luft erfolgt. Das bedeutet idealerweise den gleichen Wärmetransport von diesem Punkt bis zu den Endflächen des Teilstücks. Deshalb wird der Körper für die Analyse aus Symmetriegründen in der Mitte geteilt. Dasselbe gilt für die beiden Kupferstabsegmente, welche sich im Luftschlitz befinden. Wegen der in Abbildung 4.10 gezeigten Symmetriebedingungen ist anzunehmen, dass an den Grenzflächen der jeweiligen Seite im Luftschlitz kein Temperaturunterschied zum nachfolgenden Kupferstabsegment vorhanden ist und an der Schnittlinie der Symmetrieachse 1 und 2 die höchste Stabtemperatur für das Stabsegment im Luftschlitz auftritt. Der in der Länge reduzierte Körper wird in Abbildung 4.11 gezeigt und liegt zwischen den Symmetrieachsen 1 und 3.

Abbildung 4.11 zeigt ebenso den radialen Schnitt des Rotors. Es ist davon auszugehen, dass in der Mitte der Zahnbreite und in der Mitte der Nutbreite die höchste

Temperatur auftritt. Deshalb werden symmetrische Bedingungen angenommen und nur der Körper zwischen den beiden Symmetrieachsen 4 und 5 betrachtet. Für die Nut gilt damit die bereits bei der Stromverdrängung beschriebene vertikale Symmetrie.

Der zu modellierende Körper besteht aus je einem Kupferstab in Ober- und Unterschicht in der Länge $\tilde{l}_{Fe}/2 + l_v/2$ mit einem Querschnitt von $h_L \times b_L$; b_L ist in Abbildung 4.3 ersichtlich und für den Wert von h_L ist entsprechend die Rotorkonfiguration mit einem Stab (doppelte Höhe) bzw. zwei Stäben zu berücksichtigen. Die Kupferstäbe sind für das Modell in der verbliebenen L-förmigen Eisennut eingebettet, wobei die gesamte Rotornutbreite b_N halbiert wird. Der Zwischenraum wird als mehrlagige Isolation inklusive Tränkarz angenommen (vgl. Abbildung 4.3) wodurch sich aus den Berechnungsdaten eine Isolationsbreite von $b_{Iso} = 1,43mm$ und eine Isolationshöhe vom Nutgrund aus von $h_{Iso} = 1,88mm$ ergibt. Die gesamte Zahnbreite b_Z wird aus $\pi(D_{ar} - 4h_N/3)/N_r - b_N$ berechnet⁶ und für das Modell halbiert; die Höhe des Joches h_J ergibt sich aus $(D_{ar} - D_{ir})/2 - h_N$.

Entsprechend der in Kapitel 3.3 beschriebenen Modellbildung wird nun für das Teilstück der Länge $\tilde{l}_{Fe}/2$ ein thermisches Modell mit $n = 20$ Differentialgleichungen in der Form (2.58) erstellt. Dazu werden das Kupfer- und das Eisenpaketstück unabhängig von einander betrachtet und für beide ein thermisches Netzwerk in Anlehnung an Abbildung 2.6 erstellt. Das Eisenpaket zwischen den beiden Symmetrieachsen 4 und 5 in Abbildung 4.11 wird in einen Zahn- und einen Jochteil unterteilt und die beiden Teile über einen thermischen Widerstand miteinander gekoppelt. Die Gesamtbreite des Jochs ergibt sich aus halber Nut- und halber Zahnbreite.

Zur Parametrierung der thermischen Widerstände und Kapazitäten werden die Gleichungen (2.47) und (2.54) angewendet. Da eine Unterteilung der Länge in n gleich große Stücke durchgeführt wird, gilt für den thermischen Widerstand in axialer Richtung je Netzwerk

$$R_{12} = R_{23} = \dots = R_{1920} = R_n \quad (4.1)$$

⁶ D_{ar} und D_{ir} steht für Außen- bzw. Innendurchmesser des Rotors und N_r für die Nutanzahl

und für die Wärmekapazität

$$C_1 = C_2 = \dots = C_{20} = C_n \quad (4.2)$$

Die beiden Netzwerke werden über einen weiteren thermischen Widerstand zwischen ihren gleich nummerierten Knotenpunkten parallel geschaltet. Dies entspricht dem Wärmeübergang zwischen Kupferstab - Isolation - Zahn/Joch und der thermische Widerstand setzt sich aus drei Teilwiderständen zusammen, welche addiert werden. Zur Berechnung des Übergangswiderstandes R_{cuza} wird als Weglänge im Sinne der *Worst-Case* Berechnung die halbe Kupferbreite, die ganze Isolationsbreite und die halbe Zahnbreite angenommen. Für die Berechnung des Übergangswiderstandes R_{cujo} wird als Weglänge die halbe Kupferhöhe, die ganze Isolationshöhe und die halbe Jochhöhe angenommen. Bei beiden Widerständen ist der Anteil des Isolations- am gesamten Übergangswiderstand ca. 97%; sodass der Anteil des Kupfer- und Eisenwiderstandes kaum ins Gewicht fallen.

Um die Konvektion im Modell zu berücksichtigen muss neben dem Wärmeübergangskoeffizient α_{th} auch die Fläche definiert werden, an der die Luft „angreift“. Für den Übergang am Ende des Blechstapels zur Luft (Knoten n) ergibt sich als Grenzfläche die halbe Zahnbreite mal die Leiterhöhe für den Zahnteil und die Summe aus halber Nut- und halber Zahnbreite mal die Jochhöhe für den Jochteil, da der Kontakt zur Luft direkt im Luftschlitz erfolgt. Für das Modell des Eisenpaketstapels gilt, dass die n -te Differentialgleichung um einen Term für den Wärmeübergang zur Luft erweitert wird.

Der Wärmeübergang vom Kupferstab in die Luft erfolgt über die Länge $l_v/2$, da die Luft direkt am Stab zirkuliert. Die Isolation liegt über der gesamten Länge am Kupferstab an und muss deshalb auch berücksichtigt werden. Der Übergangswiderstand gliedert sich somit in zwei serielle Teilwiderstände, welche addiert werden. Um die Näherung zu präzisieren, wird dieses Leiterteilstück der Länge $l_v/2$ in vier Kupferteilstücke der Länge $l_v/(2 \cdot 4)$ unterteilt und über die entstehende Grenzfläche eine Wärmeabfuhr über Isolation in die Luft berücksichtigt. Die Grenzfläche bildet sich entsprechend der Symmetrie aus dem halben Stabumfang und der Kupferteilstücklänge; die Leitergrenzfläche an der Nutöffnung entfällt, da durch den Nutverschlusskeil kein Kontakt zur Luft angenommen wird. Aus den Gleichungen

(2.47) und (2.49) lassen sich unter Berücksichtigung der Isolationsbreite die beiden Teilwiderstände berechnen. Um die beiden Kupferstabmodelle (Stab im Eisenpaket bzw. im Luftspalt) thermisch zu koppeln, wird ein Übergangswiderstand der jeweiligen halben Länge der aneinander grenzenden Teilstücke berechnet.

Die Bestimmung der passiven Bauteile des Netzwerkes ist somit vollständig. Die Werte für die Verlusteinträge P errechnen sich aus den elektrischen Eisen- bzw. Kupferverlusten im Rotor. Für das axiale Modell gilt sowohl für die beiden Kupferteilstücke als auch für das Eisenpaketeilstück, dass jeweils eine konstante Verlusteinprägung über die Körperlänge angenommen wird

$$P_1 = P_2 = \dots = P_{20} = P_n \quad (4.3)$$

Die Berechnung der Eisenverluste im Zahn erfolgt nach den Gleichungen (2.42) bis (2.44). Der Frequenzfaktor ist die einzige sich über den Hochlauf ändernde Größe, da er von der Rotorfrequenz abhängig ist. Die Parameter $\epsilon = 1,24$ und $\sigma = 0,46$ werden für die Verlustziffer V_{10} bei 1T mit dem korrespondierende Faktor $\chi = 1,7$ des verwendeten Bleches aus einem Tabellenbuch gewählt ([11], S. 155). Die Definition der Verlustziffer kann nicht exakt erfolgen, da vom Blechhersteller Werte mit Toleranzen angegeben werden ([17], S. 4). Die Flussdichte im Zahn B_Z für den Nennpunkt ergibt sich aus den technischen Daten von ELIN zu 1,68T. Der Carterfaktor wird mit $k_c \approx 1$ angenommen. Zur Bestimmung der Eisenverluste im Zahn wird die Masse des n -ten Teilstücks aus der Materialdichte laut Tabelle 4.4 und dem betrachteten Volumenanteil, bestehend aus Querschnittfläche mal $n - te$ Stapellänge, berechnet. Abbildung 4.12(a) zeigt die Verteilung der Eisenverluste im Zahn über den Schlupf.

Eine ähnliche Berechnung gilt für die Eisenverluste im Joch. Die Flussdichte wird in gleicher Höhe wie im Zahn angenommen. Die Verlustverteilung ist über den Schlupf in seiner Charakteristik gleich wie bei jener im Zahn, jedoch mit anderen Absolutwerten aufgrund der Geometrie.

Es sei an dieser Stelle vermerkt, dass die angenommenen Flussdichten im Nennpunkt in Zahn und Joch während des Hochlaufvorganges aufgrund der auftretenden höheren Ströme effektiv geringer sein werden. Im Sinne der *Worst-Case* Berechnung werden jedoch für den gesamten Hochlauf die Flussdichten aus dem Nennpunkt gewählt.

Bei der Berechnung der Kupferverluste muss wiederum die Leiterkonfiguration in Ein- oder Zweistabmodell unterschieden werden. Bei der Betrachtung des axialen Modells wirkt sich die Anordnung der Leiter nur in der Absolutgröße der Verluste aus, sodass die unterschiedliche lokale Verteilung über die Leiterhöhe nicht genauer analysiert werden muss. Die Kupferverluste ergeben sich aus dem Integral des Stromdichtequadrats laut Gleichung (2.39), wobei die Geometrieparameter zur Berechnung der Stromdichte für die beiden Leiterkonfigurationen in der Höhe zu unterscheiden sind. Da der Kupferstab entsprechend seiner Lage in zwei Teile (Kupferstab im Eisenpaket bzw. im Luftschlitz) unterteilt wurde, muss zur Berücksichtigung der Verluste im Modell die jeweilige Teilstücklänge für die Berechnung eingesetzt werden. Abbildung 4.12(b) zeigt die Verteilung der Kupferverluste eines Teilstückes der Länge $\tilde{l}_{Fe}/2n$ im Eisenpaket über den Schlupf für beide Leiterkonfigurationen. Die absoluten Verluste sind bei einer Leiterkonfiguration mit 2 Leitern aufgrund der besseren Stromdichteverteilung geringer; gestrichelte Kennlinie.

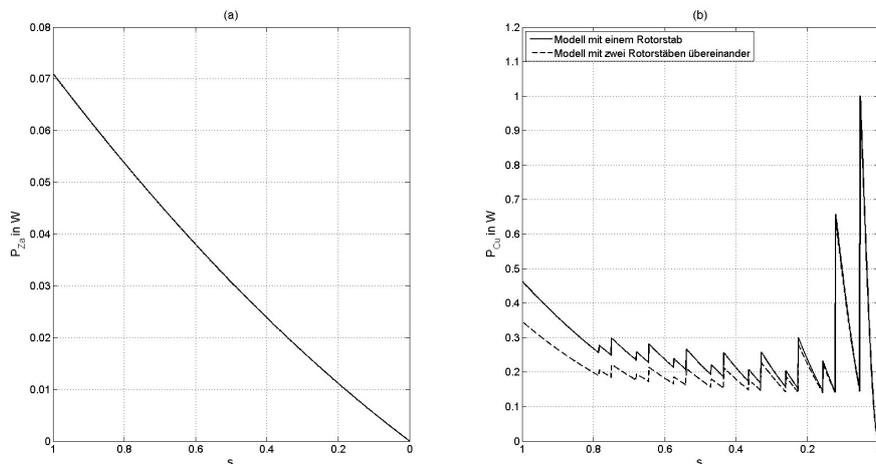


Abbildung 4.12: (a) Zahnverlustkennlinie über Schlupf für n -tes Teilstück im Zahn, (b) Kupferverlustkennlinie über Schlupf für n -tes Teilstück im Eisenpaket

Für das axiale thermische Modell ergibt sich ein thermisches Ersatzschaltbild (siehe Abbildung 4.13) mit der zugehörigen Parameterdefinition laut Tabelle 4.5.

Mit Hilfe der Interpolationsfunktion in Matlab werden die Verlustkennlinien entsprechend des simulierten Hochlaufvorganges als Kennlinie über die Zeit umgerechnet und die zeitabhängigen Verluste in das thermische Modell eingepreist.

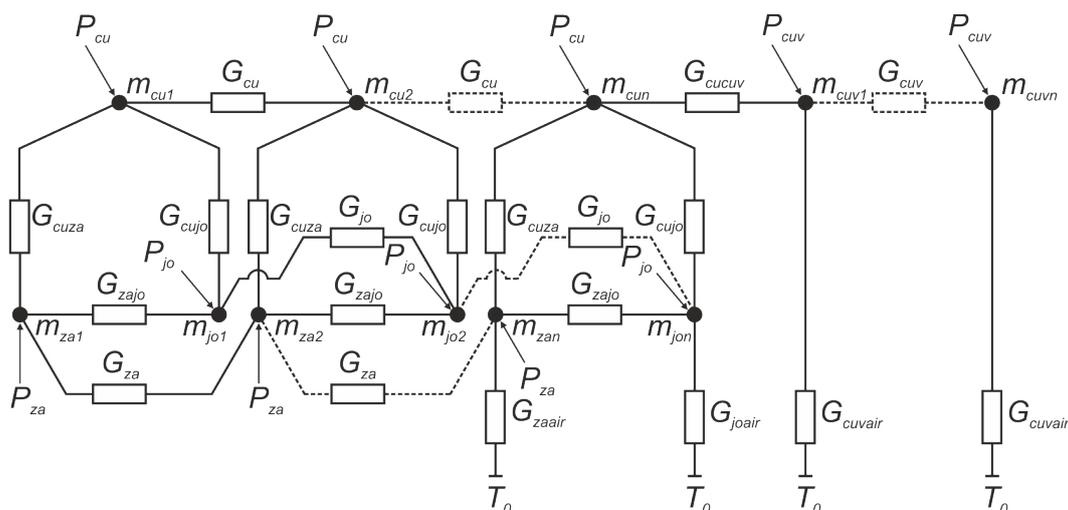


Abbildung 4.13: Thermisches Netzwerk des axial unterteilten Rotorstabes

Parameter	Definition
G_{cu}	Wärmeübergang zwischen den Kupferteilstücken im Eisenpaket
G_{cuv}	Wärmeübergang zwischen den Kupferteilstücken im Luftschlitz
G_{cucuv}	Wärmeübergang zwischen dem Kupferteilstück im Eisenpaket zu jenem im Luftschlitz
G_{cuza}	Wärmeübergang zwischen den Kupferteilstücken zum Zahn
G_{cujo}	Wärmeübergang zwischen den Kupferteilstücken zum Joch
G_{za}, G_{jo}	Wärmeübergang zwischen den Eisenteilstücken in Zahn und Joch
G_{zajo}	Wärmeübergang zwischen den Zahnteilstücken zum Joch
G_{cuvair}	Wärmeübergang zwischen den Kupferteilstücken im Luftschlitz zur Luft
G_{zaair}	Wärmeübergang zwischen dem äußersten Zahnteilstück zur Luft
G_{joair}	Wärmeübergang zwischen dem äußersten Jochteilstück zur Luft
C_{cu}, C_{cuv}	Wärmekapazität der Kupferteilstücke im Eisenpaket bzw. Luftschlitz
C_{za}, C_{jo}	Wärmekapazität der Zahn- bzw. Jochteilstücke
P_{cu}, P_{cuv}	Kupferverluste der jeweiligen Kupferteilstücke im Eisenpaket bzw. Luftschlitz
P_{za}, P_{jo}	Eisenverluste der jeweiligen Zahn- bzw. Jochteilstücke

Tabelle 4.5: Parameter für das thermische Netzwerk aus Abbildung 4.13

Für die Simulation wird als Referenztemperatur eine Umgebungstemperatur von 25°C gewählt. Abhängig von der Referenztemperatur wird bei den Simulationen die stationäre Endtemperatur im Bereich von 90° erwartet. Für diese Temperatur wird eine spezifische Leitfähigkeit für Kupfer $\kappa_{Cu,90^{\circ}\text{C}}$ berechnet und für die Verlustberechnung verwendet. Für die Simulation wurde die Wicklungskonfiguration mit einem Stab im Rotor gewählt. Bei einer simulierten Betriebszeit von zwei Stunden ergibt sich für das axial modellierte Rotorteilstück eine Temperaturerhöhung im Rotorstab wie in Abbildung 4.14 dargestellt. Während des Hochlaufvorganges steigt die Temperatur aufgrund des höheren Hochlaufstromes sehr steil an bis der Hochlauf nach ca. 29 Sekunden abgeschlossen ist. Im Rotor steigt die Temperatur in dieser Zeit um ca. 16K. Nach zwei Stunden erreicht die

Temperatur im Rotor ungefähr ihren Endwert und es ergibt sich abzüglich der Referenztemperatur eine Erhöhung von ca. 57K. Auch wenn der Unterschied nur minimal ist, steigt die Kupfertemperatur im Kern des Eisenpaketes auf einen höheren Temperaturwert als im Luftschlitz. Die Temperaturdifferenz zwischen den beiden Endpunkten des Kupferstabes beträgt weniger als ein Kelvin. Grund dafür ist die gute Wärmeleitfähigkeit im Kupfer.

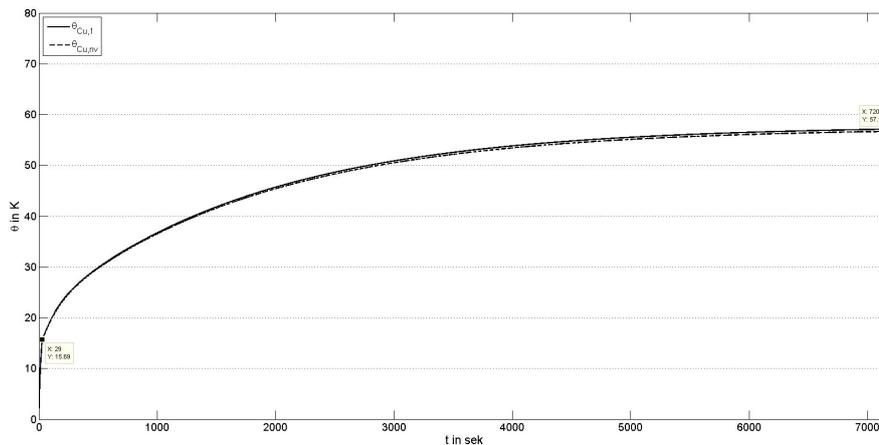


Abbildung 4.14: Temperaturerhöhung im Kupferstab des axial modellierten Teilstücks

In Abbildung 4.15 ist die zur Simulation korrespondierende Erhöhung der Zahn-temperatur am Beginn und am Ende des Eisenpaketes zu sehen. Der Temperaturunterschied zwischen den beiden Punkten beträgt im stationären Zustand ca. 4,6K. Dies ist auf die schlechte axiale Leitfähigkeit im Blech zurückzuführen. Für die Temperaturverteilung im Joch gelten ähnliche Bedingungen, gesamt ergibt sich jedoch aufgrund der höheren Masse eine geringere Temperaturerhöhung.

Nach Rücksprache mit dem Verantwortlichen bei ELIN kann der Temperaturunterschied sowohl im Kupfer als auch im Eisenpaket vernachlässigt werden. Der Fehler im Modell durch die Vernachlässigung einer Unterteilung im Eisenpaket in axialer Richtung ist nicht besonders groß, da der Temperaturunterschied zwischen Kupfer und Eisenpaket im Vergleich zu Kupfer und Luft gering ist. Daraus lässt sich schließen, dass ein Großteil der Wärme über die Luft abgegeben wird und sich eine genauere Bestimmung der lokalen Eisentemperatur im Modell kaum bemerkbar macht.

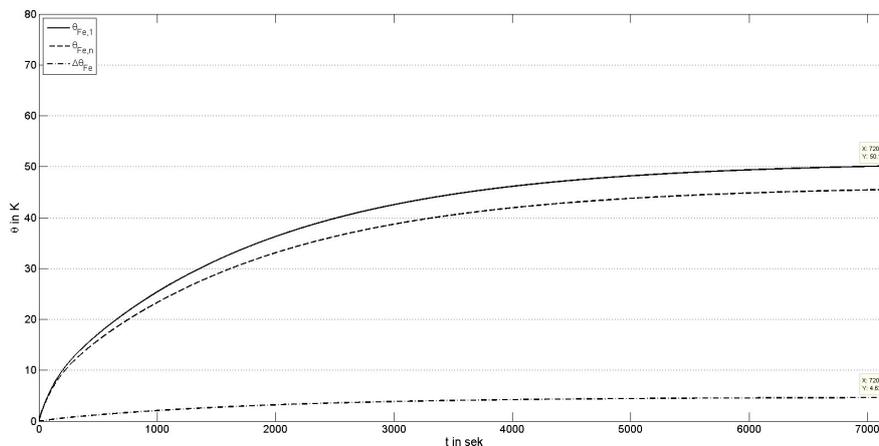


Abbildung 4.15: Temperaturerhöhung im Zahn des axial modellierten Teilstücks

Das Ergebnis dieser Untersuchungen zeigt, dass die gewählte Näherung für das darauf aufbauende Gesamtmodell ausreichend ist und axial keine feinere Aufteilung als in Abbildung 4.10 gezeigt, erforderlich ist.

4.4.2 Radiales thermisches Modell eines Rotorteilstücks

Als nächstes gilt es die radiale Temperaturverteilung im Rotorstab mit einem thermischen Modell zu analysieren. Damit soll die Auswirkung der unterschiedlichen Stromverdrängung entlang der Kupferstabhöhe auf die Stabtemperatur visualisiert und der Temperaturunterschied zwischen Stabober- und Stabunterkante abgeschätzt werden. Dadurch soll eine Aussage ermöglicht werden, ob der Stab zur Berücksichtigung im thermischen Modell in seiner Höhe unterteilt werden muss. Die Vorgehensweise ist ähnlich wie bei der Erstellung des axialen Modells. Auch hier wird für die Modellerstellung der Teilkörper aus Abbildung 4.11 samt den geltenden Symmetrieeigenschaften als Ausgangsbasis verwendet. Der betrachtete Körper ist somit derselbe, lediglich die Geometrien für die Parametrierung des thermischen Modelles ändern sich.

Für das Modell werden Kupferstab und Zahn unabhängig voneinander betrachtet. Die beiden gleich hohen Körper werden entsprechend ihrer Höhe in $n = 32$ Teilkörper unterteilt. Damit ergeben sich für das jeweilige Wärmenetzwerk (vgl. Abbildung 2.6) 32 Knoten bzw. Differentialgleichungen in der Form (2.58).

Für die thermischen Widerstände und die Kapazitäten der Netzwerke gelten jeweils die Gleichungen (4.1) und (4.2).

Unter Berücksichtigung der Isolation erfolgt eine thermische Koppelung der beiden Netzwerke über einen parallelen Widerstand zwischen den gleich nummerierten Knotenpunkten. Der Widerstand setzt sich aus den drei Teilwiderständen zusammen. Die Weglänge bleibt unverändert, lediglich die Querschnittsfläche ändert sich entsprechend der Unterteilung im Vergleich zu Kapitel 4.4.1. Am gesamten Übergangswiderstand ist der Anteil des reinen Isolationswiderstandes mit 97% am größten.

Um das Joch und seinen Wärmeübergang vom Kupferteilstück über die Isolation am Nutgrund und vom parallel geführten Zahnteilstück zu berücksichtigen, wird ein Körper der Größe $(b_N + b_Z)/2 \times \tilde{l}_{Fe}/2 \times h_J$ für das Joch angenommen. Die thermische Kopplung ans Kupfer bzw. den Zahn erfolgt über die Weglänge $h_L/2n + h_{Iso} + h_J/2$.

In diesem Modell wird ebenso die Konvektion der Luft berücksichtigt. Die Wärmeübergangparameter für Kupfer bzw. Eisen zu Luft bleiben gleich wie in Kapitel 4.4.1. Als Grenzfläche für den Wärmetransport vom Zahn in die Luft wird $h_L/n \times b_Z/2$ definiert. Im Vergleich zum axialen Modell wird im radialen Modell jedoch in jeder Differenzialgleichung ein Übergang vom Zahn in die Luft berücksichtigt. Für das Joch ergibt sich gleich wie im axialen Modell eine Entwärmung in die Luft über die Fläche $h_J \times (b_N + b_Z)/2$.

Der Wärmeübergang vom isolierten Kupferstab in die Luft wird in den Luftschlitzen durch zwei serielle Teilwiderstände realisiert. Eine Grenzteilfläche wird entlang der Höhe definiert und in jeder der n Differenzialgleichungen berücksichtigt. Die Fläche setzt sich aus h_L/n mal die Lüftungsschlitzlänge $l_v/2$ zusammen. Hinzu kommt für die Differenzialgleichung am Nutgrund ein Wärmetransport über die Grundfläche mit der Leiterbreite b_L ; an der Nutöffnung wird aufgrund des Nutverschlusskeils keine Entwärmung angenommen.

Die Verlusteinträge im Eisenpaket errechnen sich wiederum aus den Eisenverlusten der Maschine und sind in allen Teilkörpern gleich groß, sodass Gleichung (4.3) gilt. Die Berechnung für Zahn und Joch erfolgt mit den gleichen Parametern wie in Kapitel 4.4.1, lediglich die anteilmäßige Eisenmasse ändert sich und wird über

das Volumen aus den abgeänderten Geometriedaten bestimmt. Die Verteilung der Eisenverluste über den Schlupf folgt derselben Verteilung wie in Abbildung 4.12(a), lediglich die Absolutwerte sind andere.

Anders als beim axialen Modell sind die Verlusteinträge P_n im Kupferstab beim radialen Modell unterschiedlich, sodass $P_1 \neq P_2 \neq \dots \neq P_{32}$ gilt. Dies ist auf die unterschiedliche Stromdichte entlang der Höhe zurückzuführen. Deshalb muss die Leiterkonfiguration im Rotor in die Berechnung einfließen. Grundsätzlich erfolgt die Berechnung nach den Gleichungen (2.39) und (2.40). Da der Leiter im Einleitermodell entlang der Höhe in 32 Teilstücke (bei der Konfiguration mit zwei Leitern in jeweils 16 Teilstücke) unterteilt ist, muss dies bei der Auswertung des Integrals bei den Grenzen berücksichtigt werden. Damit kann für jedes Teilstück das exakte Stromdichtequadrat bestimmt werden und unter Berücksichtigung der dazugehörigen Geometrie, die umgesetzte Leistung in den einzelnen Kupferstücken entlang der Höhe. Die Stromdichteverteilung ist abhängig von der Leiterkonfiguration (vgl. Abbildung 4.5) und wird in Gleichung (2.40) berücksichtigt. In der Berechnung muss die Größe des Stromes so angepasst werden, dass für beide Leiterkonfigurationen derselbe Strombelag in der halben Nut herrscht; doppelter Rotorstrom bei nicht unterteiltem Leiter.

Für jedes Teilstück entlang der Leiterhöhe ergibt sich eine Kennlinie mit der Kurvenform aus Abbildung 4.12(b). Entsprechend der Höhe der Stromdichte in jedem Teilstück im Ein- und Zweileitermodell ändert sich der Absolutwert. Für beide Leiterkonfigurationen treten die höchsten Verluste in der Schicht unmittelbar an der Nutöffnung auf.

Für den radial unterteilten Rotorstab ergibt sich ein thermisches Ersatzschaltbild (siehe Abbildung 4.16) mit der zugehörigen Parameterdefinition laut Tabelle 4.6. Das parametrisierte thermische Modell wird mit den selben Randbedingungen wie in Kapitel 4.4.1 simuliert. Lediglich für die Wicklungskonfiguration wird jene mit zwei Leitern gewählt. Dabei muss auch die Isolation zwischen den beiden Stäben entlang der Höhe berücksichtigt werden, was für den thermischen Übergang zwischen Unterkante des Oberstabes und Oberkante des Unterstabes eine Verschlechterung bewirkt. Für die Berechnung des Widerstandes wurde eine Isolationshöhe von insgesamt 3,52mm gewählt.

zwischen den Leitern hinzu, was dazu führt, dass der untere Leiter aufgrund niedrigeren Verluste und Wärmeabfuhr ans Joch und die Luft besser entwärmt wird als der obere Leiter.

Die beiden wichtigen Aussagen, die durch die Analyse des radialen Modelles getroffen werden können, sind einerseits, dass kaum eine Temperaturdifferenz zwischen den beiden Außenkanten des jeweiligen Leiters vorhanden ist (im Bereich von $< 250\text{mK}$). Andererseits zeigt Abbildung 4.17 eine Temperaturdifferenz zwischen den beiden Leitern von ca. $3,6\text{K}$ als höchsten Wert, welche auch stationär noch markant vorhanden bleibt. Dementsprechend erweist es sich als sinnvoll, im Gesamtmodell für Simulationen mit der Zweileiterwicklung eine radiale Unterteilung in zwei Schichten mit einer thermischen Kopplung über die Isolation zu berücksichtigen.

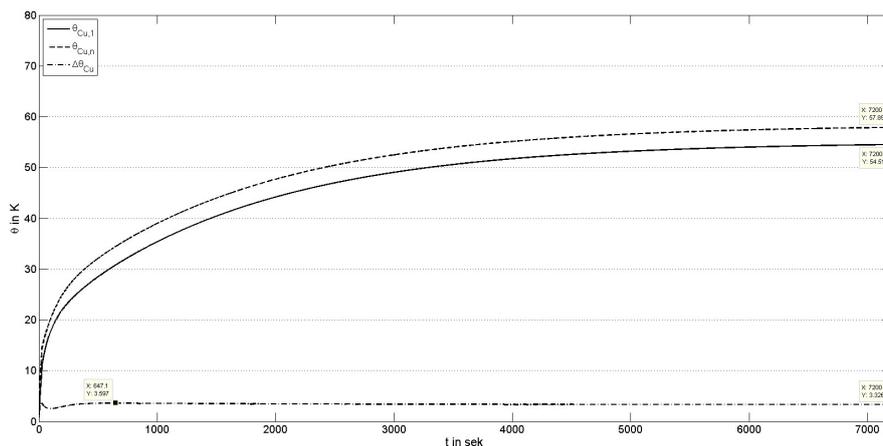


Abbildung 4.17: Temperaturerhöhung in zwei Kupferstäben des radial modellierten Teilstücks

Die Charakteristik des Temperaturverlaufs im Zahn ist jenem in Abbildung 4.15 ähnlich mit dem Unterschied, dass radial eine kleinere Differenztemperatur zwischen Anfangs- und Endpunkt auftritt. Dies ist mit der ca. 10-fach besseren Wärmeleitfähigkeit im Vergleich zur axialen Richtung zu begründen. Deshalb ist radial keine Unterteilung notwendig. Das Gleiche gilt für das Joch.

4.4.3 Modellierung des Wickelkopfes

Einen weiteren wichtigen Teil des Gesamtmodelles stellt die Modellierung des Wickelkopfes dar. Bei einem Schleifringläufer entfällt der Kurzschlussring, sodass im Wickelkopf lediglich die Verlotung der einzelnen Stäbe in den jeweiligen Phasen entsprechend des Wickelschemas vorgenommen wird. Die Referenzmaschine wird im Rotor mit einer Wellenstabwicklung ausgeführt. Der Aufbau des Wickelkopfes ähnelt optisch einer S-Form, bestehend aus drei Teilen. Der Rotorstab wird so in die Nut eingelegt, dass beidseitig am Nutausgang ein Überstand besteht, welcher über die Isolation Kontakt zur Luft hat. Es folgt ein abgewinkeltes Teilstück, welches in einem geringen Abstand zu den benachbarten Stäben liegt. Zusätzlich liegt dieses Teilstück auf einem Metallring zur Unterstützung der Wickelkopflast auf und wird von außen bandagiert. Es ist davon auszugehen, dass in diesem Stück kaum eine Entwärmung zur Umgebung stattfindet und, dass hier vermutlich die höchsten Temperaturen des gesamten Rotors zu erwarten sind. Das folgende letzte Teilstück beinhaltet die Lötstelle für die Serienverbindung zum nächsten Stab. Dieses Stück läuft axial in die gleiche Richtung wie der Kupferstab im Eisenpaket und ist ebenso bandagiert. Die Dicke der Isolation wird gleich wie im restlichen Rotor angenommen. Abbildung 4.18 zeigt den schematischen Aufbau des Wickelkopfes an einer Seite. Dieser Aufbau erfolgt an beiden Seiten des Rotors in identer Ausführung.

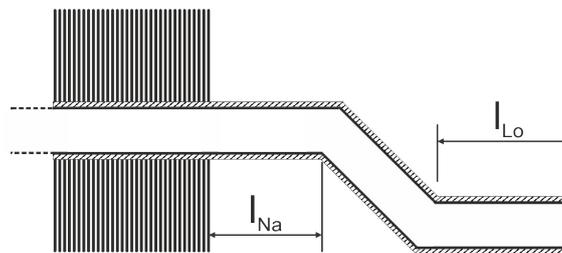


Abbildung 4.18: Schematische Darstellung des Wickelkopfes

Für die Modellierung des Wickelkopfes wird auf die Kenntnisse der thermischen Modellbildung zurückgegriffen. Dabei wird das erste Kupferstabteilstück am Nutausgang als eine thermische Masse der Länge l_{Na} angenommen, welche über die Isolation zur Luft gekoppelt ist. Die Auswahl der Isolationsgeometrie erfolgt gleich wie für den Stab in der Nut, da praktisch kaum ein Unterschied vorhanden ist. Das selbe gilt für das letzte Teilstück, allerdings ändert sich hier die Länge des Kupferteilstabes auf l_{Lo} .

Für das sich unter der Bandage befindliche mittlere Teilstück ergibt sich die Länge aus $(l_m - l_{Fe} - n_v \cdot l_v)/2 - l_{Na} - l_{Lo}$, wobei l_m die mittlere Leiterlänge des Rotors darstellt. Da die hier entstehende Temperatur von besonderem Interesse ist, wird das Teilstück axial der Länge nach in $n_b = 7$ Teilstücke unterteilt. Wie bereits angesprochen, wird in diesem bandagiertem Kupferstück nur ein Wärmetransport entlang des Kupferstabes realisiert.

Die Parameter für thermische Widerstände und Kapazitäten für die einzelnen Teilstücke können somit ähnlich wie in Kapitel 4.4.1 berechnet werden. Für den Überstand am Nutausgang gilt es einen Wärmeübergang vom letzten Teilstück des Kupfers im Rotoreisenpaket zum Teilstück im Nutausgang zu realisieren. Für die Berechnung der Kupferverluste im Wickelkopf wird kein k_r Faktor berücksichtigt, da die Wicklung nicht in eine Eisennut eingebettet ist und deshalb kaum Stromverdrängung auftritt. Die Verluste für eine Phase berechnen sich über Gleichung (2.38), wobei sich der Widerstand aus den entsprechenden Geometriedaten des Teilstücks zusammensetzt. Es ergibt sich ein thermisches Ersatznetzwerk für den Wickelkopf laut 4.19. Die thermischen Parameter sind in Tabelle 4.7 angeführt.

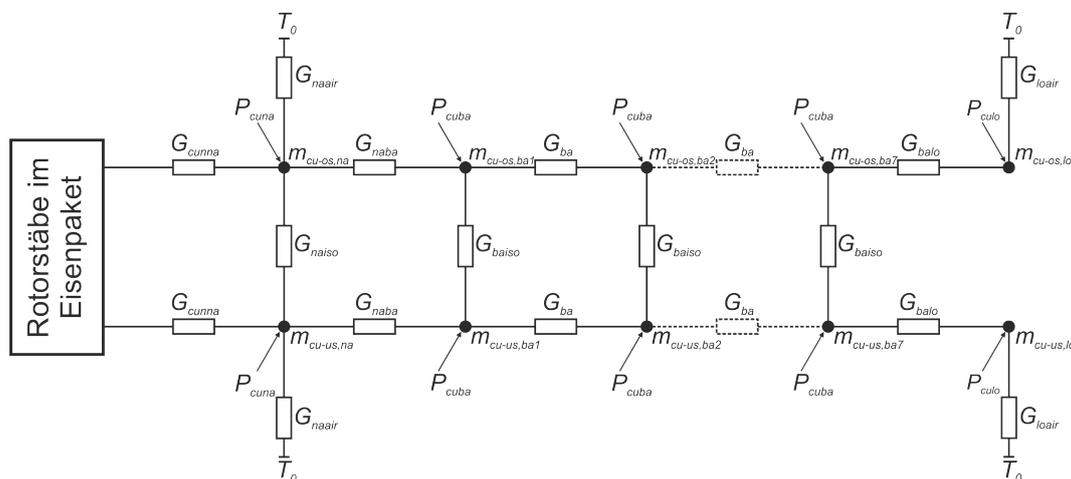


Abbildung 4.19: Thermisches Netzwerk des Wickelkopfs

Parameter	Definition
G_{cunna}	Wärmeübergang zwischen dem Kupferteilstück im Eisenpaket zu jenem im Nutausgang
G_{naba}	Wärmeübergang zwischen dem Kupferteilstück im Nutausgang zu jenem unter der Bandage
G_{ba}	Wärmeübergang zwischen den Kupferteilstücken unter der Bandage
G_{balo}	Wärmeübergang zwischen dem Kupferteilstück unter der Bandage zu jenem an der Lötstelle
G_{naiso}, G_{baiso}	jeweiliger Wärmeübergang zwischen den beiden Stäben unter Berücksichtigung der Isolation
G_{naair}	Wärmeübergang zwischen dem Kupferteilstück im Nutausgang zur Luft
G_{loair}	Wärmeübergang zwischen dem Kupferteilstück an der Lötstelle zur Luft
C_{na}, C_{ba}, C_{lo}	Wärmekapazität der einzelnen Kupferteilstücke im Wickelkopf
$P_{cuna}, P_{cuba}, P_{culo}$	Kupferverluste der jeweiligen Kupferteilstücke im Wickelkopf

Tabelle 4.7: Parameter für das thermische Netzwerk aus Abbildung 4.19

4.5 Modellierung eines thermischen Netzwerkes für den gesamten Rotor

Mit den Erkenntnissen aus den Teilanalysen wird ein vereinfachtes thermisches Gesamtmodell des Rotors erstellt. Die Vorgehensweise ist ähnlich jener, die für das axiale thermische Modell angewendet wurde. Die Referenzmaschine besitzt eine Luftschlitzanzahl von $n_v = 16$. Berücksichtigt man die Luftschlitze, ergibt sich für den Rotorkörper ohne Wicklungsköpfe eine Gesamtlänge von $l_{Fe} + n_v \cdot l_v$. Ausgehend von den axial durchgeführten Analysen wird diese Gesamtlänge in $n_v + 1$ Teilpakete unterteilt. Um symmetrische Bedingungen für die thermischen Parameter zu schaffen, wird der mittlere Teil des Rotorkörpers in $n_v - 1$ gleich lange Teilkörper der Länge $\tilde{l}_{Fe} + l_v$ unterteilt; siehe Abbildung 4.11. Dieser Mittelteil wird an den beiden Rändern um zwei Teilkörper ergänzt, welche jeweils einen halben Luftschlitz für die Wärmeabgabe in die Luft haben. Es ergibt sich somit für die beiden Körper eine Länge von $\tilde{l}_{Fe} + l_v/2$.

Diese $n_v + 1$ Teilpakete sind im Modell nur über den Kupferstab thermisch miteinander verbunden. Im Rotor befinden sich *I-Stege* zwischen den einzelnen Eisenpaketstapeln, wodurch die Luftschlitzlänge trotz Pressvorgänge eingehalten wird. Zusätzlich ergibt sich durch diese Stege eine verbesserte Luftventilation im Kanal. Die thermische Kopplung der Eisenpaketstapel über die *I-Stege* ist jedoch sehr gering, sodass sie im Modell vernachlässigt wird.

Die Erkenntnisse aus der Analyse der radialen Temperaturverteilung im Kupferstab ergaben, dass in der Gesamtmodellbildung die Rotorwicklung in Ober- und

Unterstab zu unterteilen ist und diese über eine dazwischen befindliche Isolation thermisch gekoppelt werden.

Die Wickelköpfe an der Antriebsseite (AS) und Betriebsseite (BS) werden jeweils entsprechend der Vorgehensweise aus Kapitel 4.4.3 ident modelliert und über einen thermischen Widerstand an den Kupferstab im Eisenpaket gekoppelt.

Abbildung 4.21 zeigt das thermische Netzwerk für den Rotor mit Ober- und Unterstab; beim Einleitermodell ist die thermische Leitfähigkeit G_{cuiso} zwischen Ober- und Unterstab im gesamten Modell *Null* zu setzen. An beiden Enden wird das thermische Netzwerk des Wickelkopfs aus Abbildung 4.19 gekoppelt. Die Definition der Parameter wurde bereits in den Tabellen 4.5, 4.6 und 4.7 ausführlich beschrieben.

Für die Simulation gelten wiederum die Randbedingungen aus den vorangegangenen Teiluntersuchungen. Abbildung 4.20 zeigt die Temperaturerhöhungen im Oberstab; der Unterstab liefert grundsätzlich niedrigere Temperaturen.

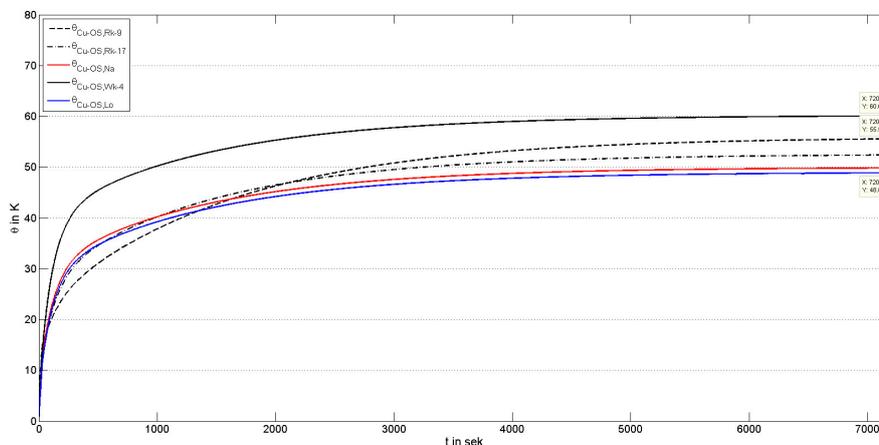


Abbildung 4.20: Temperaturerhöhung ausgewählter Teilkomponenten im Oberstab des Rotors

Dabei zeigt sich am Kupferteilstück an der äußersten Stelle des Rotors im Wickelkopf, wo die Stäbe verlötet werden, eine geringe Temperaturerhöhung $\theta_{Cu-OS,Lo}$. Die Erklärung dafür dürfte der gute Wärmetransport an die dort zirkulierende Luft und das fehlende Auftreten der Stromverdrängung sein. Das Gleiche gilt für die Temperatur direkt am Nutausgang $\theta_{Cu-OS,Na}$, wobei diese Temperatur ge-

ringförmig höher ist. Die Kupferstabtemperatur im inneren des Rotors $\theta_{Cu-OS,Rk-9}$ und an den Rändern des Eisenpaketes $\theta_{Cu-OS,Rk-17}$ zeigt eine stärkere Temperaturerhöhung. Hier treten aufgrund der Stromverdrängung hohe Verluste auf. Die größte Temperaturerhöhung ist im Wickelkopf für das Teilstück unter der Bandage festzustellen (in der Abbildung als $\theta_{Cu-OS,Wk-4}$ dargestellt, die Zahl steht für die jeweilige Differenzialgleichung des unterteilten Stücks). Das Kupferteilstück unter der Bandage wurde für die Simulation in $n_b = 7$ Teilstücke unterteilt, wobei die Temperaturerhöhung für das mittlere (heißeste) Teilstück betrachtet wird.

Der Vergleich der Simulation für Ober- und Unterstab ergab, dass sich für die Teilstücke im Wickelkopf sowohl Ober- als auch Unterstab ca. gleich stark erwärmen. In den Rotorstäben im Eisenpaket zeigen sich Temperaturdifferenzen im Bereich von 2-3K zwischen den beiden Leitern. Ursache ist die unterschiedliche Stromverdrängung in den jeweiligen Kupferstäben sowie die Isolation zwischen Ober- und Unterstab.

Die Simulationsergebnisse des Einleitermodells werden hier nicht explizit angeführt. Es ergaben sich daraus keine neuen Erkenntnisse. Die Stabtemperaturen im Blechpaket unterscheiden sich ähnlich wie jene im Zweileitermodell und in Kapitel 4.4.2 bereits beschrieben. Die Wickelkopftemperaturen sind in beiden Modellen nahezu ident.

Die Betrachtung der Ergebnisse aus der Simulation des Gesamtmodells zeigt die insgesamt hohe Temperatur im Wickelkopf. Aus den Spezifikationen ist bekannt, dass die Maschine für die Erwärmung Klasse B⁷ einhalten soll. Addiert man zu den simulierten Temperaturen eine realistische Umgebungstemperatur von 45-50°C, so wird die geforderte Erwärmungsklasse B für den gezeigten Belastungsversuch eingehalten. Im nächsten Kapitel werden Versuche gezeigt, das thermische Modell an reale Umgebungsbedingungen anzupassen, mit bestehenden Messungen zu vergleichen und darauf hin zu verfeinern.

⁷Bezeichnet die empfohlene maximale Dauergebrauchstemperatur. Für thermische Klasse B werden 130°C definiert. ([18], S. 7)

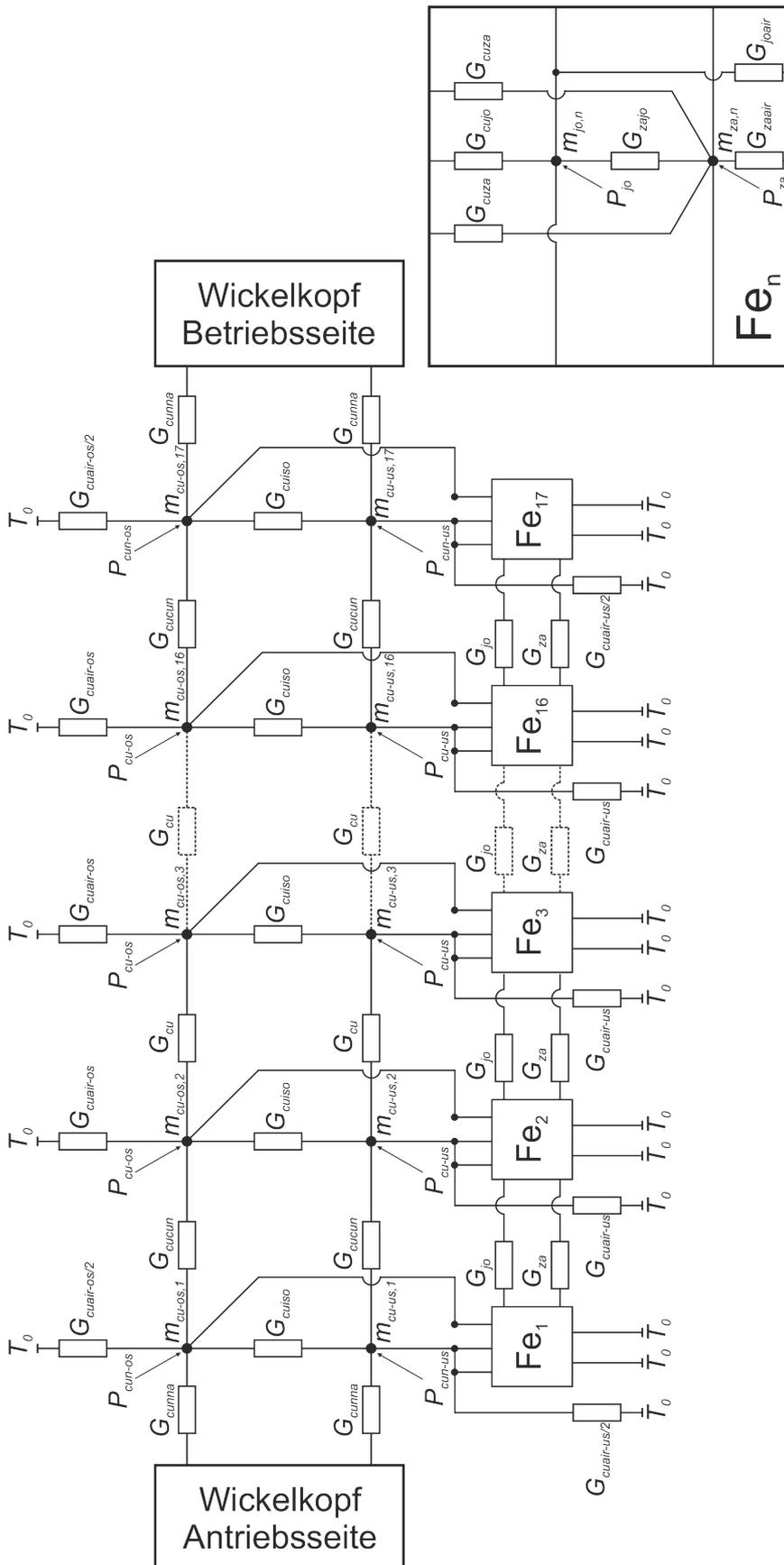


Abbildung 4.2.1: Thermisches Netzwerk des gesamten Rotors

5 Zusätzliche Maßnahmen und Analysen

Hier soll das in Kapitel 4.5 erstellte Gesamtmodell besser an die realen Betriebsbedingungen angepasst und in der Folge gezeigt werden, wie sich eine Veränderung der Parametrierung auf das Modell auswirkt. Bei der Referenzmaschine handelt es sich um eine fremd- und durchzugsbelüftete Maschine mit einem inneren und einem äußeren Kühlkreislauf. Im äußeren Kühlkreislauf wird über einen Lüfter Luft von außen angesaugt und über axiale Röhren entlang der Maschine an deren Ende wieder nach außen geblasen. Die Röhren dienen dabei als Wärmetauscher, um die Wärme aus dem Inneren der Maschine nach außen abzuführen. Deshalb besteht ein Temperaturunterschied zwischen den beiden Kreisläufen. Im inneren Kreislauf zirkuliert die Luft von der Antriebsseite längsseitig durch die Luftschlitze des Rotoreisenpakets bis hin zur Betriebsseite. Die Luft wird entlang des Stators im Gehäuse wieder zurückgeführt und der Kreislauf schließt sich. Dadurch entsteht im inneren Kreislauf eine ungleiche Temperaturerhöhung des Kühlmediums. Das hat zur Folge, dass die Lufttemperatur an dem betriebsseitigen Wickelkopf höher ist als an dem antriebsseitigen. Die stationäre Endtemperatur ist somit an dem betriebsseitigen Wickelkopf höher und bildet insgesamt den thermisch kritischsten Punkt des Rotors. Dieser Effekt wurde bis dato im Modell nicht berücksichtigt.

Da die Maschine bereits ausgeliefert wurde, sind keine direkten Tests an dieser möglich. Für die Verfeinerung des thermischen Ersatznetzwerkes des Rotors steht ein Erwärmungslauf mit der Referenzmaschine zur Verfügung. Mit den daraus gemessenen Ergebnissen wird versucht, eine bessere Parametrierung für das Modell zu finden. Zuvor muss die Verlustberechnung erweitert werden.

5.1 Berücksichtigung der spezifischen Leitfähigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur

Wie in den Simulationen im Kapitel 4 erwähnt, wurde für die gesamte Verlustberechnung eine durchschnittliche Leitfähigkeit für eine Kupfertemperatur von 90°C angenommen. Diese Annahme kann präzisiert werden, indem im Simulationsmodell für die Widerstandsberechnung des Kupferleiters eine direkte Rückkopplung der betreffenden Stabtemperatur zur Verlusteinspeisung besteht. Die Berechnung für die Temperaturabhängigkeit des spezifischen Widerstandes richtete sich nach der Gleichung (2.41), wobei ΔT die Differenz der aktuellen Stabtemperatur des betrachteten Kupferelements und der Referenztemperatur bildet, was in diesem Fall die gewählte Kühllufttemperatur der Maschine darstellt. Deshalb wurde auch die spezifische Leitfähigkeit beim Start der Maschine für die Kühllufttemperatur berechnet und diese beträgt $\kappa_{Cu,47} = 52\text{Sm}^{-1}$.

Wird zuvor beschriebener Effekt im Modell berücksichtigt und alle weiteren Simulationsbedingungen aus Kapitel 4 vorerst unverändert gelassen, so ergeben sich im gesamten Rotor höhere Temperaturen. Die Temperaturerhöhungen des Kupferoberstabes liegen bei ca. $4,1\text{K}$ im Eisenpaket und ca. 5K im Wickelkopf über jenen aus Abbildung 4.20. Abbildung 5.1 zeigt die Temperaturabhängigkeit des Widerstandes im Form des Faktors $\alpha \cdot \Delta T$ während der Simulation. Da α konstant ist, zeigt die Kurve eine ähnliche Charakteristik wie die Temperaturverläufe beim Erwärmungslauf.

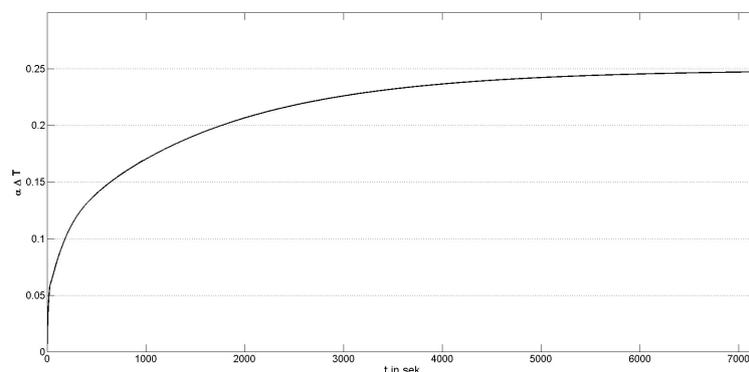


Abbildung 5.1: Temperaturabhängigkeit des Kupfers während der Simulation

Die Berücksichtigung der Leitfähigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur war

notwendig, um das Modell näher an die realen Bedingungen anzupassen. Dies führte zu einer Erhöhung der stationären Endtemperaturen.

5.2 Abgleich mit Messungen

Für den Abgleich des Modells steht ein durchgeführter Erwärmungslauf zur Verfügung, in dem die Referenzmaschine über vier Stunden im Nennbetrieb gelaufen ist. Die Messung zeigt eine Temperaturerhöhung im Rotor von ca. 80K. Bestimmt wurde dieser Wert nach dem Widerstandsverfahren⁸. Diese Norm gibt vor, dass der Wicklungswiderstand der warmen Wicklung 120 Sekunden nach Beendigung des Erwärmungslaufes über eine Gleichstrommessung gemessen werden muss. Mit dem Warmwiderstand und dem Referenzwiderstand der Wicklung bei 20°C lässt sich über die Temperaturabhängigkeit des Widerstandes auf die effektive Erwärmung schließen. Die Gleichung dafür legt die *Norm EN 60034-1* fest

$$\Theta_2 - \Theta_a = \frac{R_2 - R_1}{R_1} \cdot (k + \Theta_1) + \Theta_1 - \Theta_a \quad (5.1)$$

Dabei steht der Index 2 in Gleichung (5.1) für die Werte am Ende des Erwärmungslaufes, der Index 1 für die Werte des Referenzsystems und a für die Kühlmitteltemperatur. k stellt den Kehrwert des Temperaturkoeffizienten dar; k beträgt für Kupfer 235 bei 0°C. ([19], S. 40)

Die gemessene Rotortemperatur aus dem Erwärmungslauf gilt für den gesamten Rotorstab der mittleren Leiterlänge. Dies bedeutet, dass das thermische Simulationsmodell lediglich mit einer gemessenen Temperatur stellvertretend für die gesamten im Rotor auftretenden unterschiedlichen Temperaturen abgeglichen werden muss. Ein Rückblick auf Abbildung 4.20 verdeutlicht, dass die Temperaturunterschiede im Rotor zwischen heißestem Punkt (Wickelkopf) und kältestem Punkt (an der Lötstelle) im Bereich von 5K liegen können bzw. in Anbetracht der betriebsseitig schlechteren Kühlung und der Temperaturabhängigkeit des Widerstandes auch höher.

Dennoch wird mit Hilfe der Messung aus dem Erwärmungslauf der Maschine versucht, zumindest die mittlere Temperatur des Rotors im Modell mit jener in der Messung abzugleichen. Mit Hilfe der Gleichung zur Berechnung des elektrischen

⁸festgelegt durch die Norm EN 60034-1 ([19], S. 40)

Widerstandes des Oberstabes $R_{20} = l / (\kappa_{20} A)$ kann selbiger für eine Referenztemperatur von 20°C für den gesamten Kupferstab der Leiterlänge l_m berechnet werden. Für die Berechnung des Wicklungswiderstandes bei betriebswarmer Maschine wird ein neues Simulationsszenario definiert, welches dem, der bekannten Messung weitgehendst entspricht. Die Maschine wird bereits bei Simulationsstart mit Nennmoment belastet, wodurch der Hochlauf entfällt. Für die Lufttemperatur am betriebsseitigen Wickelkopf wird nach Rücksprache mit dem Verantwortlichen für die thermischen Berechnungen bei ELIN eine um 25°C höhere Lufttemperatur als antriebsseitig angenommen. Der Temperaturunterschied zwischen Innen-Außenkühlkreislauf beträgt ebenso ca. 25°C wodurch sich antriebsseitig für den Innenkreislauf eine Temperatur von $53,6^\circ\text{C}$ mit einer gemessenen Kühlmitteltemperatur von $\Theta_a = 28,6^\circ\text{C}$ ergibt. Zum Erreichen der stationären Endtemperatur ist eine Simulationszeit von zwei Stunden ausreichend. Nach Ende der Simulationszeit ergibt sich für die bekannten Messpunkte im Rotor eine stationäre Endtemperatur laut Tabelle 5.1

Mit Hilfe der stationären Endtemperaturen werden die einzelnen Warmwiderstände bestimmt. Errechnet man durch Addition der seriellen Teilwiderstände den Gesamtwiderstand des betriebswarmen Kupferstabes für dieses Simulationsszenario, so ergibt sich laut Gleichung (5.1) und unter Berücksichtigung der in der Messung angeführten Kühlmitteltemperatur von $\Theta_a = 28,6^\circ\text{C}$ eine mittlere Erwärmung des Rotors von $105,06\text{K}$.

Bei diesem Berechnungsergebnis ist darauf hinzuweisen, dass anders als bei der ursprünglichen Messung der Widerstand für die stationäre Endtemperatur unmittelbar nach Ende des Erwärmungslaufs verwendet wurde. Laut Norm soll der Widerstand erst nach 120 Sekunden gemessen werden. Das Problem bei der Simulation ist jedoch, dass aufgrund fehlender Kenntnisse über die real wirkenden Wärmeübergangskoeffizienten durch die Luftströmung bei Auslauf/Stillstand der Maschine die tatsächlich stattfindende Entwärmung schwierig nachzubilden ist. Der Stabwiderstand der Referenzmaschine wurde nach dem Erwärmungslauf jedoch ab 120 Sekunden in einem definierten Zeitintervall mehrfach gemessen, sodass für dieses Intervall eine Widerstand über Zeit Kennlinie existiert (siehe Anhang 7 Teil B). Es wurde daher die ebenfalls nicht exakte Extrapolation der

Messpunkt	T_{stat} °C	
Eisenpaket	Oberstab am Rand des Eisenpakets antriebsseitig MP 1	118,14
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 2	119,50
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 3	120,40
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 4	121,00
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 5	121,39
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 6	121,67
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 7	121,89
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 8	122,06
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 9	122,24
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 10	122,43
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 11	122,67
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 12	122,99
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 13	123,43
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 14	124,04
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 15	124,88
	Oberstab im mittleren Teil des Eisenpakets MP 16	126,02
	Oberstab am Rand des Eisenpakets betriebsseitig MP 17	127,49
Wickelkopf betriebsseitig	Oberstab im Nutausgang	127,51
	Oberstab unter der Bandage 1	133,91
	Oberstab unter der Bandage 2	137,25
	Oberstab unter der Bandage 3	139,23
	Oberstab unter der Bandage 4	139,84
	Oberstab unter der Bandage 5	139,07
	Oberstab unter der Bandage 6	136,93
	Oberstab unter der Bandage 7	133,43
	Oberstab an der Lötstelle am äußersten Rand der Maschine	126,21
Wickelkopf antriebsseitig	Oberstab im Nutausgang	115,11
	Oberstab unter der Bandage 1	121,79
	Oberstab unter der Bandage 2	125,28
	Oberstab unter der Bandage 3	127,35
	Oberstab unter der Bandage 4	127,99
	Oberstab unter der Bandage 5	127,19
	Oberstab unter der Bandage 6	124,96
	Oberstab unter der Bandage 7	121,30
	Oberstab an der Lötstelle am äußersten Rand der Maschine	113,76

Tabelle 5.1: stationäre Temperaturverteilung im Oberstab des Rotors - Die Ziffer steht für die Nummer der Differenzialgleichung im Netzwerk

Widerstandskurve an den Zeitpunkt *Null* Sekunden bzw. unmittelbar nach Abschaltung der Maschine durchgeführt. Mit diesem höheren Widerstand ergibt sich für die Messung mit Gleichung (5.1) eine mittlere Temperaturerhöhung von ca. 90,6K. Zwischen mittlerer Temperaturerhöhung der Messung und der Simulation liegt somit eine Differenz von ca. 14,46K.

Im Zuge der Modellbildung wurden zur Parametrierung einige Annahmen getroffen, sodass viele thermische Übergänge nicht exakt nachgebildet wurden. Um dennoch den Einfluss der Parameterverfeinerung zu zeigen und die Schwierigkeit der Parametrierung des Modells zu unterstreichen, wurden nachfolgend ausgewählte Anpassungen durchgeführt. Als Einflussgrößen haben sich die bis dato angenommenen Wärmeübergangskoeffizienten von Eisen und Kupfer zur Luft α_{th} angeboten. Wird davon ausgegangen, dass der Wärmeübergang zur Luft materi-

alabhängig ist und, dass sich aufgrund verschiedener Luftgeschwindigkeiten im Luftschlitz entlang der Stabhöhe bzw. -breite, im Bereich des Wickelkopfs und im Luftspalt ein unterschiedlicher Wärmeübergangskoeffizient einstellt, wären bereits hier schon mindestens sechs Einflussgrößen, mit denen man das thermische Modell abgleichen kann.

Im Kapitel *Grundlagen* wurde ein Berechnungsansatz zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten dargestellt. Aufbauend auf dieser Berechnung soll ein Wärmeübergangskoeffizient im Luftschlitz für Zahn/Kupfer und Joch berechnet werden. Wird der Einfluss der Materialeigenschaften des zu kühlenden Mediums auf den Wärmeübergang vernachlässigt, so gilt es lediglich den hydraulischen Durchmesser und eine Strömungsgeschwindigkeit zu bestimmen. Für den Zahn ergibt sich $d_h = 2l_v b_Z / (l_v + b_Z)$; für das Joch $d_h = 2l_v$. Der Wärmeübergangskoeffizient hängt nun im wesentlichen nur noch von der Strömungsgeschwindigkeit der Kühlluft ab⁹; siehe Gleichungen (2.49) - (2.51).

Wird für die Geschwindigkeit der Luftströmung innerhalb des Lüftungsschlitzes ein realistischer Wert von $v = 5\text{ m/s}$ angenommen, ergibt sich ein Wärmeübergangskoeffizient für die Wärmeabfuhr aus dem Zahn und Kupfer von $\alpha_{th,vCu} \approx 65\text{ W/m}^2\text{K}$ und aus dem Joch $\alpha_{th,vJo} \approx 40\text{ W/m}^2\text{K}$.

Eine neuerliche Simulation mit den rechnerisch bestimmten Wärmeübergangskoeffizienten ergibt eine Temperaturdifferenz der mittleren Erwärmung zwischen Modell und Messung von unter 2K.

Mit Hilfe der verbliebenen Wärmeübergangskoeffizienten (z.B. am Wickelkopf 30 $\text{W/m}^2\text{K}$ angenommen) könnte das Modell anhand der Messung exakt abgeglichen werden. Dass diese Parameteroptimierung jedoch mit Sorgfalt durchgeführt werden muss, zeigt eine andere Wahl der Wärmeübergangskoeffizienten im Luftschlitz. Eine Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit im Luftkanal auf $v = 7\text{ m/s}$, bewirkt eine verbesserte Wärmeleitfähigkeit in die Luft und reduziert die mittlere Erwärmung im Modell um 7K auf ca. 82K.

⁹Für die Lufteigenschaften wurden die Werte für eine trockene Luft bei 100°C angenommen (siehe Kapitel 2.4.3)

In Anbetracht der vielen angenommenen Größen und den teilweise unzureichend zur Verfügung stehenden Messungen macht es an dieser Stelle wenig Sinn, eine weitere Parameteroptimierung durchzuführen. Im Modell sind jedoch die Parameter weitgehendst definiert, sodass die Parameter zu einem späteren Zeitpunkt bei vorhandenen Messungen angepasst werden können.

5.3 Auswertung der erlaubten Anläufe

Im letzten Teilabschnitt werden Analysen zu den erlaubten Anläufen des SR-ASM durchgeführt. Es lassen sich mit Hilfe des Modells verschiedenste Versuche durchführen, jedoch wird in dieser Arbeit auf zwei explizit ausgewählte Szenarien eingeschränkt. Entscheidenden Einfluss hierbei hat die anzutreibende Arbeitsmaschine.

Bevor die Szenarien näher beschrieben werden, muss der Wärmeübergangskoeffizient noch einmal näher betrachtet werden. Die Berechnungen für α_{th} im vorangegangenen Kapitel bezogen sich lediglich auf den Motor, der sich im Nennbetrieb befindet. Der Lüfter sitzt in der Regel an der Rotorwelle, sodass im Stillstand kaum eine Luftzirkulation innerhalb der Maschine stattfindet. Ebenso kommt die Ventilationswirkung durch die I-Stege in den Luftschlitzen bei der stehenden Maschine nicht zur Geltung. Der Wärmeübergangskoeffizient verringert sich in Abhängigkeit der geringer werdenden Drehzahl während des Auslaufs bis letztendlich im Stillstand nur eine natürliche Konvektion zwischen Motor und Kühlmittel stattfindet. Um den Zusammenhang des Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit der Drehzahl zu beschreiben, wird folgende Gleichung definiert

$$\alpha_{th}(n) = a \cdot n^{0,8} + a_0 \quad (5.2)$$

wobei a_0 den Wert der natürlichen Konvektion im Stillstand bezeichnet. Dieser Wert lässt sich über Gleichung (2.52) für den Rotor bei einer Erwärmung von 80K mit ca. $5 \text{ W/m}^2\text{K}$ abschätzen. Durch die Bestimmung von a_0 und des bekannten Wärmeübergangskoeffizient bei Nenndrehzahl, kann die drehzahlabhängige Konstante a berechnet werden. Die natürliche Konvektion verringert sich während des Abkühlvorgangs aufgrund der kleiner werdenden Temperaturdifferenz zur Umgebungstemperatur (vgl. Gleichung (2.52)). Deshalb wird im Modell eine Dynamik

berücksichtigt, welche die natürliche Konvektion abhängig von der Temperatur der Rotorkomponenten berechnet.

Das thermische Gesamtmodell des Rotors wird um den Zusammenhang aus Gleichung (5.2) erweitert, sodass eine Drehzahlabhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten in der Simulation entsteht. Die erlaubten Anläufe können somit besser den Realbedingungen entsprechend berechnet werden. Für die folgenden Simulationen werden für die Wärmeübergangskoeffizienten die Werte aus Kapitel 5.2 für eine Strömungsgeschwindigkeit im Luftschlitz von $v = 5\text{ m/s}$ verwendet, wobei der Wärmeübergangskoeffizient am Wickelkopf aufgrund fehlender Kenntnisse mit $30\text{ W/m}^2\text{K}$ angenommen wird. Wegen fehlender exakter Messungen wird die erhöhte Lufttemperatur an der Betriebsseite nicht berücksichtigt. Die Lufttemperatur wird für den gesamten Rotor gleich hoch mit $53,6^\circ\text{C}$ angenommen.

Grundsätzlich gilt für alle Simulationen, dass bei einem elektrischen Ausfall des Motors sowohl das Drehmoment als auch die Kupfer und Eisenverluste während der Ausfallzeit gleich *Null* sind. Das Gegenmoment liegt dennoch voll an der Welle, sodass die Auslaufzeit gering ist. Da über die realen Gegebenheiten am Einsatzort wenig bekannt ist, wird bei der Simulation davon ausgegangen, dass die angetriebene Arbeitsmaschine bei einem Ausfall des Motors durch eine zusätzliche mechanische Bremse abgebremst wird, um ein Anlaufen in Gegenrichtung zu verhindern. Dies wird im Simulink durch eine Integratorbegrenzung für die mechanische Winkelgeschwindigkeit realisiert.

Im ersten Szenario werden die Lastdaten für Gegenmoment mit $M_L = M_N$ und Trägheitsmoment mit $12 \cdot J_M$ ähnlich den Daten, wie bei den Analysen in Kapitel 4 gewählt. Da aufgrund der Lastträgheit eine geringe Anlaufzeit der Maschine zu erwarten ist, wird sich ein mehrmaliges Hochfahren der Maschine nur in kurzen Zeitintervallen ($t_{Stand} < t_A$) markant in der Temperaturverteilung des Rotors auswirken. Es wird für dieses Szenario ein mehrmaliges Ausfallen der Versorgungsspannung des Motors innerhalb einer kurzen Sequenz von acht Minuten gewählt. Ausgangspunkt ist, dass der Motor zum Zeitpunkt des ersten Spannungsausfalls bereits seit längerer Zeit (zwei Stunden) in Betrieb ist und somit seinen stationären Endtemperaturbereich erreicht hat. Für das Ausfallszenario wird insgesamt ein viermaliger Spannungsausfall der Maschine definiert, wobei die ersten drei jeweils eine Ausfallzeit von $t_{aus,1} = t_{aus,2} = t_{aus,3} = 10\text{sek}$ haben. Die Maschine läuft dabei

jeweils wieder mit voller Last hoch, wobei der Hochlauf nach einer Zeit von jeweils $t_{ein,2} = t_{ein,3} = 15\text{sek}$ unterbrochen wird. Nach weiteren vier Minuten erfolgt der vierte Ausfall der Versorgungsspannung mit einer Dauer von $t_{aus,4} = 120\text{sek}$. Danach läuft die Maschine mit voller Last hoch und verbleibt im fehlerfreien Betrieb.

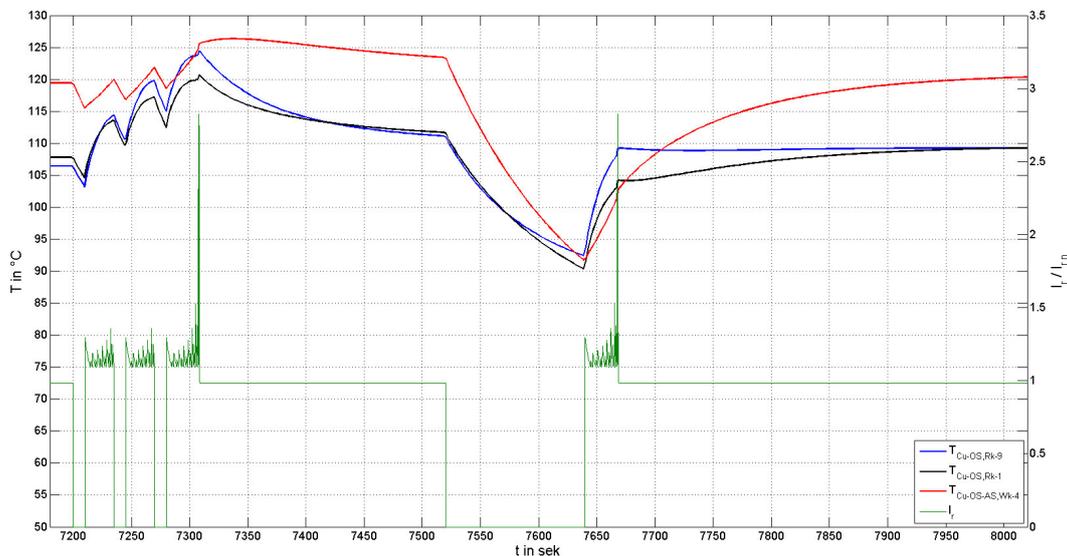


Abbildung 5.2: Temperaturverläufe für das erste Szenario

Abbildung 5.2 zeigt die simulierte Sequenz. Es werden dabei die Temperaturen des Oberstabes in der Mitte des Rotors $T_{Cu-OS,Rk-9}$, am Rand des Rotorpakets $T_{Cu-OS,Rk-1}$ und am Wickelkopf $T_{Cu-OS-AS,Wk-4}$ der Antriebsseite abgebildet. Die Temperatur am Nutausgang sowie an der Lötstelle ist geringer einzustufen und wird nicht dargestellt. Es lässt sich die im Vergleich zur Rotorkerntemperatur erhöhte Wickelkopftemperatur im thermischen Beharrungszustand erkennen. Der Hochlauf unmittelbar nach dem ersten Ausfall zeigt einen starken Temperaturanstieg der sich im Rotorpaket befindlichen Rotorstabsegmente. Dies ist auf die auftretende Stromverdrängung und die damit verbundenen höheren Verlusten zurückzuführen. Auch die beiden weiteren kurzen Ausfälle bestätigen dieses Faktum. Die Stabtemperatur im Eisenpaket beim Anlauf nach dem dritten Ausfall (ca. 7310 Sekunden Laufzeit) erreicht eine Temperatur von ca. $124,5^{\circ}\text{C}$. Beim Wickelkopf liegt die Temperaturspitze mit ca. $126,3^{\circ}\text{C}$ darüber. Der erreichte Temperaturbereich liegt über den stationären Temperaturen des Rotors. Dies kann für die bestehende Isolation und deren Alterung problematisch werden bzw. ein Überschreiten der geforderten Erwärmungsklasse für den Motor zur Folge haben. Der letzte Ausfall

wirkt sich wesentlich geringer auf die kurzfristigen Temperaturspitzen im Rotor aus, da die Abkühlungszeit wesentlich länger ist. Die stationäre Endtemperatur des Wickelkopfs erreicht in diesem Szenario etwa eineinhalb Stunden nach dem ersten Ausfall wieder die zu diesem Zeitpunkt vorhandene Temperatur.

Mit den gleichen Lastdaten wird für ein modifiziertes Ausfallszenario eine weitere Simulation durchgeführt. Die Ausfallzeiten der Spannungsversorgung betragen dabei $t_{aus,1} = t_{aus,2} = t_{aus,3} = 150\text{sek}$. Zwischen den drei Ausfällen läuft die Maschine für jeweils $t_{ein,2} = t_{ein,3} = 100\text{sek}$. Nach dem dritten Ausfall wird die Maschine für fünf Minuten betrieben, ehe ein weiterer Spannungsausfall für zwei Minuten folgt. Anschließend läuft die Maschine nochmals unter voller Last hoch und bleibt in Betrieb.

Abbildung 5.3 zeigt die Simulation der modifizierten Sequenz. Wie in der ersten Simulation sind auch in dieser Abbildung steile Temperaturgradienten während der Hochlaufzeit in den Rotorstabsegmenten im Eisenpaket zu sehen. Unmittelbar nach dem Hochlauf flachen diese Kurven jedoch deutlich ab. Ein anderes Verhalten ist bei der Wickelkopftemperatur $T_{Cu-OS-AS,Wk-4}$ zu erkennen. Der Temperaturgradient nimmt deutlich langsamer ab und erreicht eine höhere Temperaturspitze vor dem jeweiligen Ausfall.

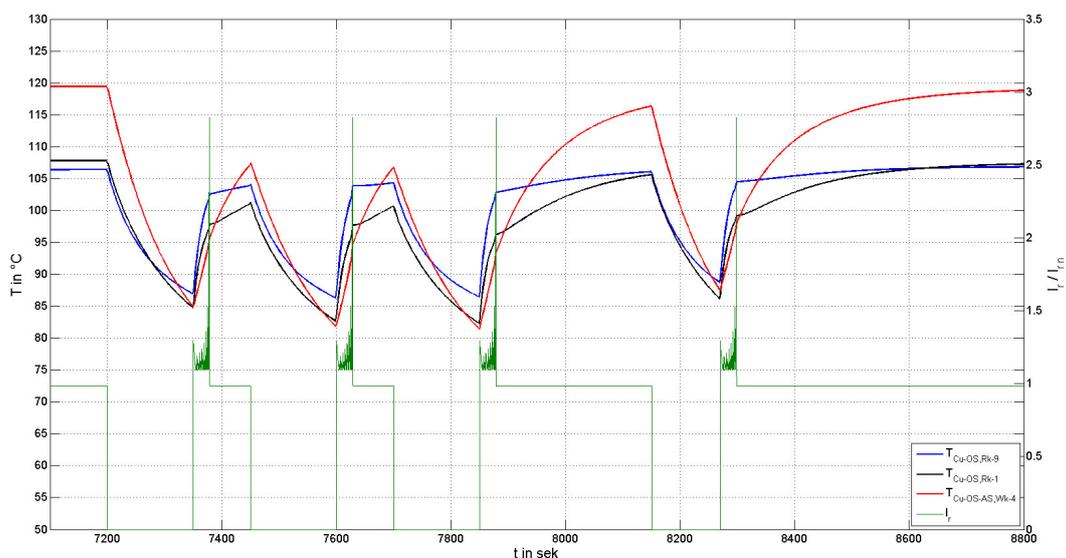


Abbildung 5.3: Temperaturverläufe für das modifizierte Szenario

Zusammenfassend kann durch den Vergleich der beiden Simulationen für dieses Lastszenario mit verschiedenen Ausfallzeiten folgende Aussage abgeleitet werden: Die stationäre Endtemperatur wird bei keinem Hochlauf überschritten, wenn die Standzeit bei einem Ausfall größer ist als die Hochlaufzeit $t_{Stand} > t_A$. Wird diese Bedingung verletzt, können kurzzeitige Temperaturspitzen im Rotor auftreten. Dieses Kriterium muss jedoch mit Messungen der Wärmeübergänge belegt werden. Entscheidend ist auch das Lastprofil mit welchem die Maschine nach dem Ausfall hoch fährt. In dieser Simulation wurde ein Anlauf bei Volllast berücksichtigt.

Für das zweite Szenario wird ein schwierigerer Anlauf der Maschine gewählt. Die Lastträgheit der anzutreibenden Maschine wird dazu auf einen um den Faktor fünf höheren Wert festgelegt. Dadurch verlängert sich die Hochlaufzeit des SR-ASM auf ca. 135 Sekunden. Das konstante Lastmoment bleibt unverändert.

Für den mehrmaligen Versorgungsspannungsausfall des Motors innerhalb einer Sequenz wird eine Zeitspanne von einer halben Stunde festgelegt. Ausgangspunkt ist wiederum der stationäre Endtemperaturbereich des Rotors. Für das Ausfallszenario wird ein viermaliger Spannungsausfall des Motors definiert. Die Ausfallzeiten der ersten drei Ausfälle betragen $t_{aus,1} = t_{aus,2} = t_{aus,3} = 180\text{sek}$. Die Maschine läuft jeweils mit Volllast hoch, wobei der Hochlauf nach einer Zeit von jeweils $t_{ein,2} = t_{aus,3} = 100\text{sek}$ unterbrochen wird. Nach fünfzehn Minuten erfolgt ein weiterer Spannungsausfall welcher $t_{aus,4} = 120\text{sek}$ dauert. Danach läuft die Maschine in Volllast hoch und verbleibt im fehlerfreien Betrieb.

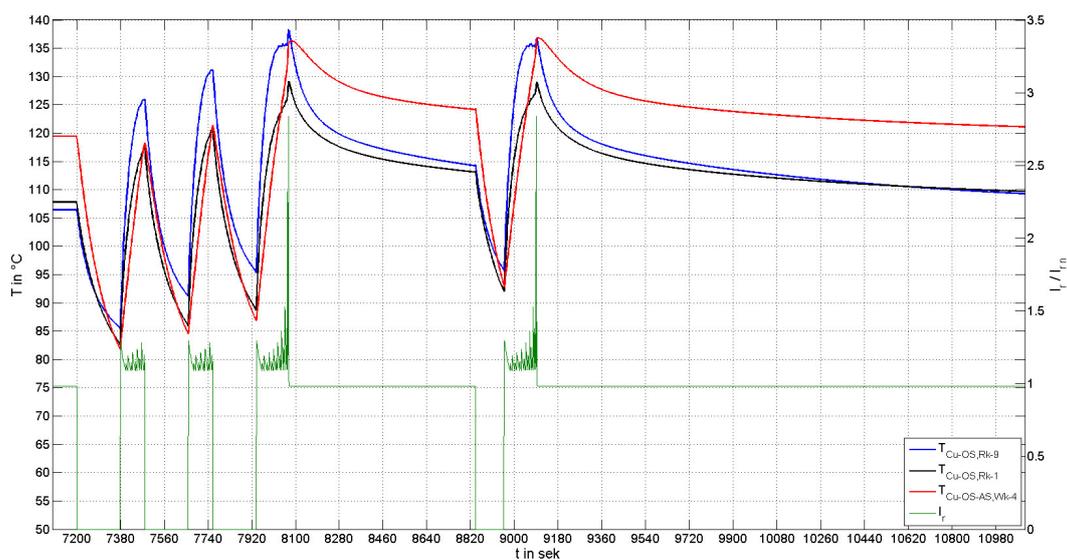


Abbildung 5.4: Temperaturverläufe für das zweite Szenario

Abbildung 5.4 zeigt die Ergebnisse der Simulation. Dabei ist klar ersichtlich, dass aufgrund des langen Hochlaufvorganges die Temperatur im Rotorkern stark ansteigt. Verantwortlich dafür sind die erhöhten Verluste durch die Stromverdrängung. Nach dem dritten Ausfall steigt die Temperatur auf eine Spitze von knapp 138°C . Im anschließenden Nennbetrieb des Motors kühlt die Maschine nur langsam ab. Nach fünfzehn Minuten Betrieb und dem folgenden zweiminütigen Ausfall steigt die Temperatur bei einem neuerlichen Start wiederum auf einen ähnlich hohen Wert an. Diese Temperaturspitzen können bei der Isolation zu Problemen führen und deren Lebensdauer deutlich verkürzen. Die Dauer bis der Motor wieder seine stationären Temperaturen im Eisenpaket und im Wickelkopf erreicht hat, beträgt mehr als eine halbe Stunde. Davon ausgehend, dass der Motor für den stationären Betrieb ausgelegt wurde, wird die stationäre Endtemperatur von ca. 120°C in diesem Szenario während des größten Teils der definierten Sequenz überschritten.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel dieser Arbeit war es, ein Werkzeug zu erstellen, um das thermische Verhalten des Rotors einer Asynchronmaschine mit Schleifringläufer simulieren zu können. Für die Berechnung des elektrischen Drehmoments wurden die dynamischen Vorgänge weitgehend vernachlässigt und das stationäre Ersatzschaltbild der Asynchronmaschine verwendet. Davon ausgehend ist es möglich, mit den Daten eines Anlasswiderstands den geschalteten Hochlaufvorgang der Maschine zu simulieren. Dazu kann ein gewünschter Lastdrehmomentverlauf definiert werden. Die Schaltbedingung richtet sich nach einem definierten Mindestbeschleunigungsmoment und ist drehzahlabhängig. Aus einigen Anwendungen wie z.B. bei einem Güterförderband ist bekannt, dass auch das maximale Beschleunigungsmoment begrenzt sein muss, um den Zug des Bandes zu begrenzen. Dies wurde in der Arbeit nicht berücksichtigt, könnte für weitere Untersuchungen jedoch erweitert werden. Die Auswahl des Zusatzwiderstandes erfolgte auf Basis von Kundendaten. Die Berechnung des Drehmoments zeigt in Abbildung 4.6 zwei markante Spitzen. Diese können mit einer feineren Auswahl der Widerstandsstufen verringert werden um so Komponenten der anzutreibenden Maschine nicht zu beschädigen. Da der Rotorstromverlauf eine ähnliche Charakteristik hat wie das Drehmoment, bewirkt eine Verringerung der Spitzen auch eine Verlustreduktion.

Der Einfluss einer Absenkung der Klemmenspannung aufgrund einer großen Netzimpedanz wirkt sich direkt auf das elektrische Drehmoment aus. Demzufolge reduziert sich das Kippmoment der Maschine. Dafür wurde ein iterativer Berechnungsprozess erstellt. Wie in Abbildung 4.7 gezeigt, ist der Einfluss dieses Effektes bei einem drehzahlabhängig geschalteten Hochlaufvorgang vernachlässigbar gering. Durch die Scherung der Kennlinie wird nur der Drehmomentbereich zwischen Kippschlupf und Nennschlupf $s_k \geq s \geq s_n$ für den Hochlauf verwendet. Wenn für den Hochlaufvorgang zeitlich geschaltete Stufenwiderstände verwendet werden, könnte eine große Netzimpedanz Probleme bereiten.

Der Einfluss der Stromverdrängung auf die Erhöhung des Rotorwiderstandes spielt bei der Berechnung des elektrischen Drehmoments ebenfalls eine untergeordnete Rolle. Wie in Abbildung 4.6 ersichtlich, verschiebt sich lediglich die drehzahlabhängige Schaltbedingung der jeweiligen Stufe. Besteht Interesse die konkrete Schaltstufe einzuhalten, kann diese bei Berücksichtigung des k_r Faktors im Rotorwiderstand über die Wahl des Zusatzwiderstandes genau definiert werden.

Bezüglich der Verlustverteilung entlang der Leiterhöhe muss die Stromverdrängung berücksichtigt werden. Wie in Abbildung 4.5 ersichtlich kann der Einfluss der Stromverdrängung mit Hilfe der Leiterkonfiguration begrenzt werden. Diese Begrenzung verringert in der Folge auch die Verluste, die in den Rotorstäben auftreten.

Mit Hilfe der thermischen Netzwerktheorie wurde ein Modell des Rotors erstellt, bei dem die Temperaturverteilung für unterschiedliche Lastfälle simuliert werden kann. Es wurden für diese Simulationen Daten einer ausgelegten Referenzmaschine von ELIN verwendet. Dabei wurde gezeigt, welche Maßnahmen aufgrund von Symmetrien und Materialcharakteristiken getroffen werden können, um den Aufbau des Modells zu vereinfachen. Abbildung 4.17 zeigt, dass aufgrund der Stromverdrängung eine radiale Unterteilung des Kupferstabes in mehrere Schichten für einen einzelnen Stab bei geringer Leiterhöhe nicht notwendig ist.

Es wurde ein thermisches Modell des gesamten Rotors modular aufgebaut und die Temperaturverteilung für einzelne Segmente im Rotor simuliert. In diesem Abschnitt zeigt sich, dass die Aussagekraft der Simulationen mit Hilfe eines thermischen Netzwerkes stark von den real wirkenden Einflüssen abhängig ist. Aufgrund unzureichend zur Verfügung stehender Messergebnisse mussten einige Annahmen getroffen werden. Einen sehr großen Einfluss auf die Temperaturentwicklung innerhalb des Rotors haben die thermischen Widerstände der Isolation und die Wärmeübergangskoeffizienten α_{th} zur Wärmeabgabe in die Luft.

Aufgrund der unterschiedlichen Isolationsmaterialien zur Isolierung des Kupferstabes musste für die Wärmeleitfähigkeit ein durchschnittlicher Wert angenommen werden. Um den Wärmeübergang von Kupfer zum Eisen exakt zu bestimmen, könnte in der Folge eine Messung durchgeführt und die Ergebnisse zur Parametrierung des thermischen Modells verwendet werden.

Ähnliches gilt für die exakte Bestimmung der Wärmeübergangskoeffizienten zur Luft an den unterschiedlichen Komponenten des Rotors. Dafür wären Messung notwendig, um die Luftströmungsgeschwindigkeit in den Luftschlitzen, im Luftspalt und an den Wickelköpfen an den unterschiedlichen Materialflächen zu bestimmen. Das Modell bietet die Möglichkeit, um exakt bestimmte Kennwerte zur Parametrierung zu aktualisieren.

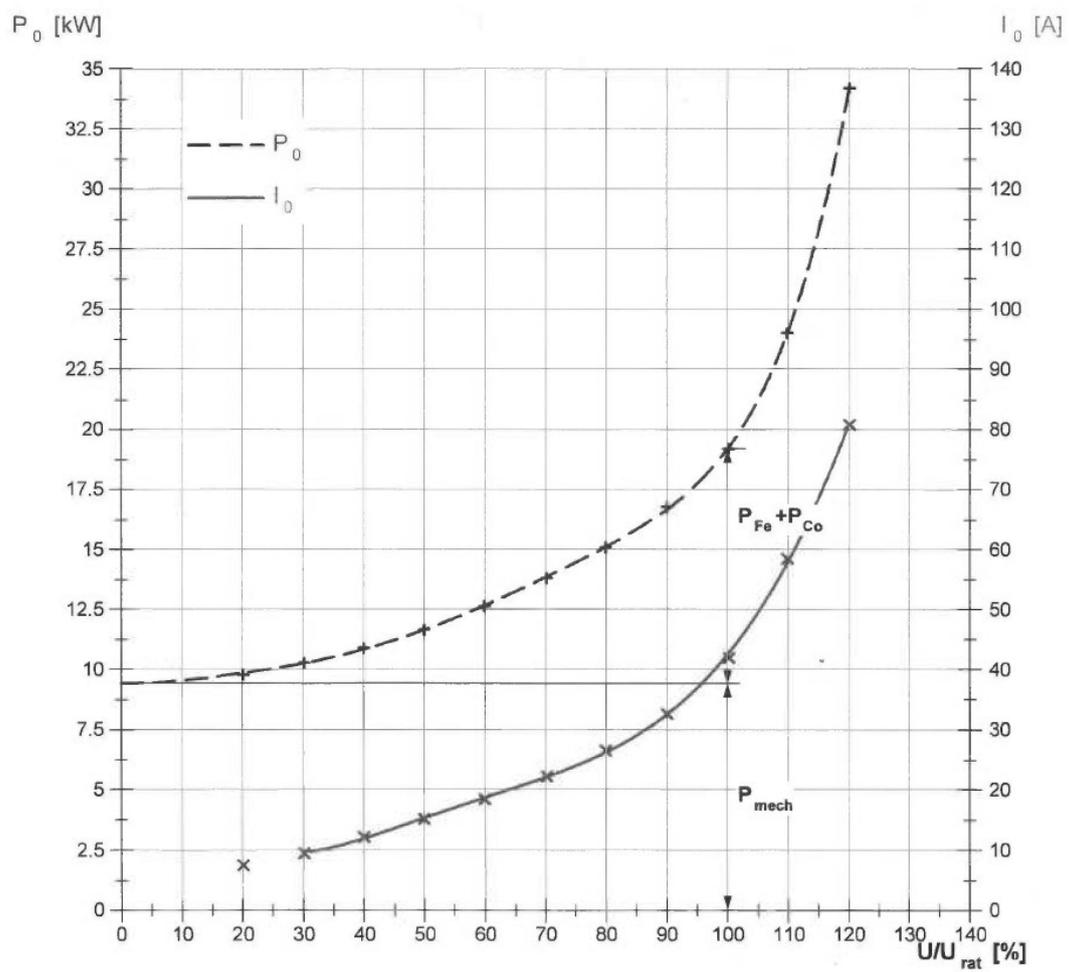
Das Gleiche gilt für den definierten drehzahlabhängigen Zusammenhang für den Wärmeübergangskoeffizienten. Dieser Einfluss kann aufgrund der An- und Ausläufe sowie den Stillstandzeiten der Maschine eine wichtige Rolle spielen. Für die Verteilung der Kühlmitteltemperaturen innerhalb des Rotors mussten im Modell ebenso Annahmen getroffen werden, welche mit einer Messung exakt definiert werden könnten.

Der letzte Abschnitt zeigte, dass Simulationen der Temperaturentwicklung für unterschiedliche Ausfallszenarien mit Hilfe des erstellten Werkzeugs durchgeführt werden können. Damit können die erlaubten Anläufe für eine definierte Zeitsequenz berechnet werden. Abhängig von der auftretenden Last der anzutreibenden Arbeitsmaschine können für den mechanischen Hochlauf unterschiedliche Lastmomentkurven und Trägheitsmomente definiert werden. Damit ist es möglich, verschiedene Betriebszustände der Maschine (z.B. Leerlauf, Teillast oder Vollast) zu simulieren. Abhängig von der Last können auch die Widerstandsstufen des Anlasswiderstands variiert werden, um das elektrische Moment anzupassen. Die Ausfall- und Betriebszeiten werden je nach Szenario festgelegt. Die Abbildungen in Kapitel 5.3 zeigen, wie sich verschiedene Szenarien auf die Erwärmung innerhalb der Maschine auswirken.

Da für Maschinen dieser Art die auftretenden Temperaturen im Stator ebenso von Bedeutung sind, könnte ein thermisches Modell des Stators aufgebaut und thermisch mit dem bestehenden Rotormodell gekoppelt werden. Dadurch würde sichtbar werden, wie sich die Temperaturverteilung in der gesamten Maschine entwickelt und die erlaubten Anläufe ausgewertet werden.

7 Anhang

Teil A: Leerlaufkennlinie



Teil B: Erwärmungslauf

Warm resistance after heat run:

Stator (t = 120 s): $R_{u-v} = 0,75717 \ \Omega$

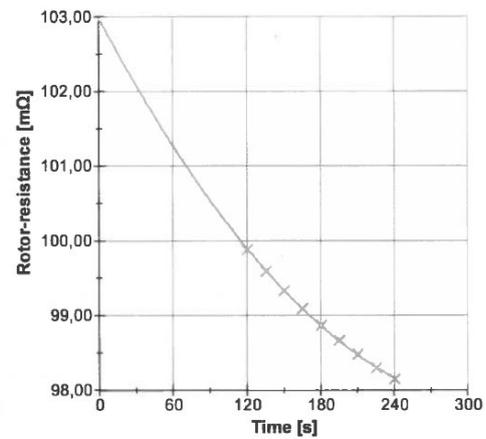
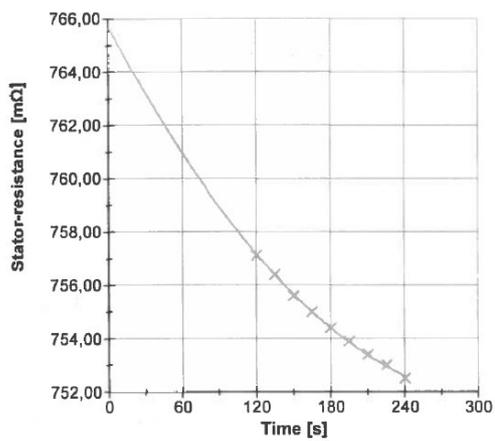
Rotor (t = 120 s): $R_{K-L} = 0,09990 \ \Omega$

Measured temperature rise stator at test conditions:

$$\Theta_m = 76,1 \text{ K}$$

Measured temperature rise rotor at test conditions:

$$\Theta_m = 80,0 \text{ K}$$



Literatur

- [1] Bernd Ponc Germar Müller Karl Vogt. *Berechnung elektrischer Maschinen*. 6. Auflage. Wiley-VCH Verlag, 2008.
- [2] M. Benecke R. Doebbelin G. Griepentrog A. Lindemann. "Skin Effect in Squirrel Cage Rotor Bars and Its Consideration in Simulation of Non-steady-state Operation of Induction Machines". In: *Progress In Electromagnetics Research Symposium Proceedings* (2011).
- [3] M.Sc. Pierre Köhring. "Beitrag zur Berechnung der Stromverdrängung in Niederspannungsasynchronmaschinen mit Kurzschlussläufern mittlerer bis großer Leistung". Diss. Von der Fakultät für Maschinenbau, Verfahrens- und Energietechnik der Technischen Universität Bergakademie Freiberg, 2009.
- [4] Andreas Binder. *Elektrische Maschinen und Antriebe*. Springer-Verlag, 2012.
- [5] R. Richter. *Ankerwicklungen für Gleich- und Wechselstrommaschinen*. Springer-Verlag, 1920.
- [6] Rauscher & Stoecklin AG. *Verteiltransformatoren Hermetik*. KD-00049/Ausgabe 03/2016.
- [7] Günther Hilgarth René Flosdorff. *Elektrische Energieverteilung*. 8. Auflage. Teubner, 2003.
- [8] Valéria Hrabovcová Juha Pyrhönen Tapani Jokinen. *Design of Rotating Electrical Machines*. Second Edition 2014. Wiley, 2008.
- [9] Jürgen Spindler Hansjörg Hofmann. *Werkstoffe in der Elektrotechnik*. Hrsg. von 7. Auflage. 7. Auflage. Hanser, 2013.
- [10] Werner Nürnberg. *Die Asynchronmaschine*. Springer-Verlag, 1952.
- [11] Rudolf Richter. *Elektrische Maschinen Band I*. Springer-Verlag, 1924.

-
- [12] H.J. Hoffmann G.Cerbe. *Einführung in die Wärmelehre*. 9. Auflage. Hanser, 1990.
- [13] VDI. *VDI-Wärmeatlas*. 11. Auflage. Springer-Verlag, 2013.
- [14] W.Böning. *Elektrische Energietechnik Band 1 Maschinen*. 29. Ausgabe. Springer-Verlag, 1978.
- [15] V. Roßmaier. "Der Temperaturverlauf in einem Stab eines Stromverdrängungs-Käfigläufermotors in Abhängigkeit von Ort und Zeit während des Hochlaufes." In: *VDE* (1937).
- [16] Frank Lienesch Uwe Dreger. "Berechnung der Läuferstillstandserwärmung von Asynchronmaschinen zur Bestimmung der Auslösezeit t_E für die Zündschutzart „e“". In: (2007).
- [17] *Allgemeine Informationen zu Elektroblechen*. EMT. <http://www.elektrobleche.de/>.
- [18] *Elektrische Isolierung - Thermische Bewertung und Bezeichnung (IEC 60085:2007)*. ÖVE/ÖNORM EN 60085 Aus. 2008-10-01.
- [19] *Drehende elektrische Maschinen - Teil 1: Bemessung und Betriebsverhalten (IEC 60034-1:2010, modifiziert); Deutsche Fassung EN 60034-1:2010+Cor.:2010*. DIN und VDE.