
Untersuchung möglicher Regelungsstrategien von Mehrmotorenantrieben im Bereich mechanischer Stillstand

DIPLOMARBEIT

Ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines
Diplom-Ingenieurs (Dipl.-Ing.)

unter der Leitung von

Ao. Univ. Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Thomas Wolbank
Institut für Energiesysteme und Elektrische Antriebe

eingereicht an der

Technischen Universität Wien
Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik

von

Koneski Darko



Wien, im Februar 2023

Vorwort

Die vorliegende Diplomarbeit wurde am Institut für Energiesysteme und Elektrische Antriebe durchgeführt. Für die hilfreichen, motivierenden Sätze sowie der konstruktiven Unterstützung und der hervorragenden Betreuung möchte ich mich bei meinem Hauptbetreuer Professor Wolbank bedanken, der mit seiner Ruhe und Geduld für ein angenehmes Arbeitsklima gesorgt hat. Auch meinem Mitbetreuer Projektassistent Rodriguez Montero gebührt großen Dank, durch den ich nicht nur einen Diskussionspartner hatte, sondern gleichsam eine helfende Hand am Prüfstand der Anlage.

Damit spreche ich hier ebenso einen besonderen Dank aus an die zusammenarbeitende Firma Alstom, die unseren Prüfstand mit den elektrischen Maschinen ausgestattet hat. Weiters bedanke ich mich ebenso für die Mitarbeit an diesem Forschungsprojekt.

Den größten Dank möchte ich meiner Familie aussprechen, die mir das gesamte Studium erst ermöglicht hat und auf dem schwierigen Weg bis zum Vollenden dieses Studiums und dieser Diplomarbeit immer beiseite gestanden hat. Ohne deren Unterstützung wäre der Weg ein anderer gewesen und hätte eventuell auch mit einem anderen Ziel geendet. Ebenso danke ich allen nahestehenden Personen, die mich nicht nur während der Entstehung dieser Arbeit unterstützt und motiviert haben.

Wien, im Februar 2023

Abstract

Describing the complex world in mathematical expressions is the task of modelling. It also makes a compromise between these complex connections and the necessary properties because with this compromise one can describe the world in a mathematical model. Therefore, these terms will not describe the real world. After doing this it will be better to understand the behaviour of system itself because of an analysis and the experimental work on the model. This masterthesis starts with the modelling of the system where the necessary properties of the asynchronous machine are modelled and how to get there. These include, among other things, the symmetrical assumption of the spatial structure of the machine as well as the feeding three-phase system and the consideration of the current heat losses. After that this masterthesis focuses on the simulation of control-technical intervention options in a railway technology quite often used construct which is modelled, the group drive. This is a system consisting of an inverter that feeds two asynchronous machines connected in parallel. It will be worked towards an optimization and equalization of the service life of the machines while at the same time the desired requirements must not be neglected. These are compliance the required torque. Due to the operation of such a group drive asymmetries between the machines can occur, for example, due to external influences, which should be minimised. Through a toothed belt coupling of both rotor shafts this asymmetry is enforced in this masterthesis. Further will be shown that such compensation through targeted selection of control procedures is possible. Deviating from the current status of the technology that is used in practice, a wide variety of possible approaches are discussed and applied. These generally also deliver the better results, which are confirmed by the measurement of the system. The entire mathematical description is carried out in a calculus, which has proven to be very useful over the years. Considerations were also made as to whether simpler control options could also deliver effective results. It should also be mentioned at this point that there are not only advantages and the case of the disadvantages are always shown in the following in order to objectively assess the facts to explain. Nevertheless, the improvement can be achieved through an extended effort, in which the generalised sum field-oriented control is applied. This, however, increases the overall time and implementation aspects, since every possible parameter assignment in different situations also delivers different results and these must be subjected to close examination in advance before the most optimal one can be determined. Furthermore, functional working without a mechanical sensor on the rotor shaft can also be guaranteed if the signal determined without a sensor is the same as that obtained with a sensor.

Kurzzusammenfassung

Die Realität ist eine sehr komplexe Welt und deren Komplexität überträgt bzw. zeigt sich ebenso auch in der mathematischen Beschreibung deren. Die Aufgabe der Modellbildung ist es, einen Kompromiss aus dieser Komplexität und der notwendigen Eigenschaften zu finden. Daraus wird dann in einer bestimmten Form diese Realität in mathematischen Ausdrücken approximiert. Damit ist klar, dass dies niemals die echte Welt beschreibt, jedoch hinsichtlich Analyse und Experimente es besser möglich ist, die inneren Zusammenhänge der Realität besser zu verstehen. Mit der Modellbildung wird in dieser Arbeit eingeleitet, wobei die notwendigen Eigenschaften der Asynchronmaschine modelliert werden. Darunter zählen unter anderem die symmetrische Annahme des räumlichen Aufbaus der Maschine als auch des speisenden Dreiphasensystems und die Berücksichtigung der Stromwärmeverluste. Anschließend widmet sich die Arbeit der Simulation der regelungstechnischen Eingriffsmöglichkeiten in ein in der Bahntechnik durchaus eingesetztes Konstrukt, dem Gruppenantrieb. Darunter versteht man ein System bestehend aus einem Umrichter, der zwei parallel geschaltene Asynchronmaschinen speist. Es wird hinsichtlich einer Optimierung bzw. Ausgleichung der Lebensdauer der Maschinen hingearbeitet wobei gleichzeitig die gewünschten Anforderungen nicht zu kurz kommen dürfen. Diese sind die Einhaltung der geforderten Drehmomente. Durch den Betrieb eines solchen Gruppenantriebes kann es beispielsweise durch äußere Einflüsse zu Asymmetrien zwischen den Maschinen kommen, welche minimiert werden sollten. Durch eine Zahnriemenkopplung beider Rotorwellen wird in der Arbeit diese Asymmetrie erzwungen. Im weiteren Verlauf wird sich zeigen, dass eine Optimierung durch gezielte Auswahl an Regelungsverfahren möglich ist. Dabei werden abweichend von dem jetzigen Stand der Technik, der in der Praxis angewendet wird, verschiedenst mögliche Ansätze erörtert und angewandt werden. Diese liefern im Allgemeinen auch die besseren Ergebnisse, welche durch die Vermessung des Systems bestätigt werden. Die gesamte mathematische Beschreibung wird in einem Kalkül durchgeführt werden, dass sich über die Jahre hinweg als sehr sinnvoll erwiesen hat. Ebenso wurden auch Überlegungen angestellt, ob auch simplere Regelungsmöglichkeiten zielführende Resultate liefern können. Zu erwähnen sei hier an der Stelle noch, dass es nicht nur Vorteile gibt und damit werden auch im Weiteren immer die Nachteile aufgezeigt werden, um objektiv den Sachverhalt darzulegen. Nichtsdestotrotz kann die Verbesserung durch einen erweiterten Aufwand erreicht werden, in dem die verallgemeinerte summenfeldorientierte Regelung angewendet wird. Diese jedoch vergrößert insgesamt den Zeit- und den Implementierungsaspekt zusätzlich, da jede mögliche Parameterbelegung bei unterschiedlichen Situationen auch unterschiedliche Ergebnisse liefert und diese im Vorhinein einer genauen Betrachtung unterzogen werden müssen, bevor die optimalste ermittelt werden kann. Weiters kann ein funktionstüchtiges Arbeiten ohne mechanischen Sensor an der Rotorwelle ebenso gewährleistet werden, sofern das sensorlos ermittelte Signal dem eines mit einem Sensor erhaltenen gleichkommt.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung und Motivation	1
2	Grundlagen und Einführung	3
2.1	Normierung des Systems	3
2.2	Raumzeigerrechnung von Drehstrommaschinen	4
2.3	Modellbildung der Asynchronmaschine	6
2.4	Regelung zweier Asynchronmaschinen	10
3	Der Zwei-Maschinen-Prüfstand	13
3.1	Aufbau des Systems	13
3.2	Problematiken der Kopplung	15
3.3	Ermittlung und Einfluss der Parameter	16
4	Theoretische Überlegungen zum Prüfstand	22
4.1	Herleitung und Bedeutung des k-Faktors	22
4.2	Regelungsstrategien gegen den asymmetrischen Betrieb	23
5	Simulation des Prüfstandes	28
5.1	Aufbau und Einstellung der Simulationsumgebung	28
5.2	Resultate der Simulation	33
5.2.1	Zahnriemen mit Zahnriemenzahlverhältnis 1	37
5.2.2	Zahnriemen mit Zahnriemenzahlverhältnis 1.5	42
5.2.3	Zahnriemen mit Zahnriemenzahlverhältnis 0	49
5.2.4	Performance der Regelungen	55
6	Vermessung des Gruppenantriebes	57
6.1	Messergebnisse der Bezugsregelung	58
6.2	Messergebnisse der summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle	62
7	Zusammenfassung und Ausblick	67

1 Einleitung und Motivation

In der Bahntechnik existieren unzählige Möglichkeiten, wie der Triebwagen aufgebaut werden kann [1]. Dies beginnt bei der Stromabnahme, welche vom elektrischen System des Netzes abhängt, geht weiter hin zur Wahl der Antriebsmaschine und beinhaltet viele weitere Aspekte wie Anzahl an Drehgestellen usw.. Durch die definierten maximalen Abmessungen eines solchen Triebwagens und der maximalen Radsatzlasten, die die Schiene tragen kann, ist der konstruktive Bau eines Triebwagens ziemlich eingeschränkt. Daher ist einsichtig, dass man als Ziel hat, den vorhandenen Raum einerseits maximal zu nutzen und andererseits versucht, an Komponenten zu sparen.

Ein schon lang vorhandenes Forschungsgebiet ist das sensorlose Regeln einer Drehstrommaschine, vor allem im Bereich des Stillstandes. Dabei ist hier unter dem Begriff sensorlos das vernachlässigen des mechanischen Sensors an der Rotorwelle gemeint. Hier gelangt das ansonsten im großen Drehzahlbereich genutzte Spannungsmodell an seine Grenzen und liefert keine zuverlässigen Ergebnisse zurück. Zu den Drehstrommaschinen zählen die Synchron- und die Asynchronmaschine, wobei in der Arbeit die letztere lediglich behandelt wird. Damit möchte man nicht nur die Investitionskosten senken, sondern auch den Wartungsaufwand und den damit zusammenhängenden Kostenfaktor reduzieren. Verbunden ist im Weiteren auch die Reduktion des Gewichtes, welche aber eher mehr für die Maschine eine Rolle spielt als für die Schiene.

Der in dieser Arbeit beschriebene Aufbau ist ein in der Praxis auftretendes Konstrukt, welches üblicherweise Gruppenantrieb genannt wird. Damit werden zwei Maschinen mit einem Umrichter geregelt, wobei dabei hier auch die Intention die Minimierung des einnehmenden Raumes bzw. Gewichtsreduktion ist. An dieser Stelle sei direkt erwähnt, dass die Regelung im Falle zweier Umrichter, sprich separater Regelung der Triebachsen, viel bessere Eingriffsmöglichkeiten in das System zulässt. Denn aus der physikalischen Überlegung her betrachtet treten im Triebwagen in den Laufrädern durch die Trägheitskraft von den angehängten Wagons, oder auch ohne Wagons, im dynamischen Betrieb, zum Beispiel beim Beschleunigen oder Verzögern, unterschiedliche Radlastverteilungen und damit weitergehend auch Aufstandskräfte auf. Diese haben unangenehme Auswirkungen auf den Betrieb und Regelung der Maschinen zufolge, denn die Lastunterschiede bei einem Drehgestell mit zwei Triebachsen sind damit vorhanden, da der Haftwert zwischen Rad und Schiene dadurch beeinflusst wird. Weiters ist es auch dann der Fall, wenn man bei dieser beispielhaften Konstellation von einem Drehgestell mit zwei Triebachsen in der Kurve fährt und dadurch dann beispielsweise das linke und rechte Laufrad nicht dieselben Geschwindigkeiten haben. Des Weiteren ergibt sich ebenso eine ungünstige Situation, wenn eine Achse sich in der Kurve befindet und die andere noch nicht. Dies resultiert ebenso in einem ungleichen Lastzustand beider Maschinen. Nicht nur physikalische Phänomene erzeugen einen solchen Lastunterschied, sondern auch erlebt das erste Laufrad in Fahrtrichtung jede mögliche Verschmutzung, die diesen Haftwert ebenso beeinflusst. Dadurch ist

hier einsichtig, dass eine gemeinsame Regelung zweier nicht gleichmäßig ausgelasteten Maschinen Problematiken hervorruft. Dies wird noch einsichtiger im Laufe dieser Arbeit. Damit ist die Regelung mit diesen und weiteren möglichen Schwierigkeiten konfrontiert, welche sie in allen Fällen erfolgreich regeln muss.

Zu erwähnen sei an dieser Stelle, dass die verschiedenen Lastunterschiede der Maschinen in einem Drehgestell einerseits das Laufrad unterschiedlich abnutzen und andererseits elektrisch betrachtet die Maschinen unterschiedliche Ströme aufnehmen und damit thermisch unterschiedlich belastet sind. Die Folgen dessen wären unter anderem maschinenparametrische Abweichungen und stärkere Lagerbelastungen, wobei beide in eine kürzere Lebensdauer der Maschine hinziehen. Praktisch regelt man das Problem der Abnutzung des Laufrades dadurch, dass nur ein Minimaldurchmesser des Rades erlaubt ist, welche durch eine Sichtkontrolle bei der Wartung regelmäßig kontrolliert wird. Dies ist ähnlich wie bei Scheibenbremsen und Reifen im PKW oder Kohlebürsten bei entsprechenden elektrischen Maschinen. Andererseits muss erwähnt werden, dass wenn der Triebwagen in beiden Richtungen fahren kann bzw. fährt, sich dann die unterschiedlichen Laufraddurchmesser im Allgemeinen wieder ausmitteln und gleich abgefahren sind.

Das Ziel dieser Arbeit ist nun, die eben genannten in Summe auftretenden Probleme von Lastunterschieden, welche eine asymmetrische Stromaufnahme zufolge haben, regelungstechnisch in den Griff zu bekommen. Ideal wäre es, wenn beide Maschinen denselben Strom aufnehmen würden, jedoch wird dies in jeder möglich auftretenden Konstellation, wie zum Beispiel ein Rad ist frei in der Luft, besitzt also keinen Kontakt mehr zur Schiene kurzzeitig, etwas schwieriger zu bewältigen sein. Also strebt man einen symmetrischen Betrieb wieder an, um auch die Lebensdauer der Maschinen entsprechend wieder zurück zu erlangen. Nebenbei würde man dann auch das Gegenargument der Ein-Umrichter-Ein-Maschinen-Konfiguration erschlagen, da dann aus regelungstechnischer Sicht kein Vorteil mehr vorhanden ist. Dem Betrieb ohne mechanischen Drehgeber in weiterer Folge sollte dann bei erfolgreichem Bewältigen dieser Aufgabe nichts im Wege stehen, solange das erfasste Signal dem des sensorteknisches erfassten gleichkommt. Im gleichen Zuge wird auch im Laufe der Arbeit eine Systematisierung der Herangehensweise und Abarbeitung eines solchen Gruppenantriebes erstellt.

Die Arbeit beginnt zunächst mit einer mathematischen Einführung in die Grundlagen der Beschreibung einer Drehstrommaschine und deren Regelung. Anschließend folgt dann eine Ausführung des für die Messungen vorhandenen Prüfstandes. Im darauffolgenden Kapitel folgen dann die regelungstechnischen Ansätze, um die Probleme des Gruppenantriebs zu beheben. Weiters wird all dies beschriebene und theoretisch überlegte nicht nur am Prüfstand gemessen, sondern davor noch ausreichend simuliert werden. Die Thematik wird dadurch umso interessanter, denn man hat dann bei erfolgreicher Modellverifikation- und Modellkalibration nicht nur ein System, das die Realität widerspiegelt, sondern gleichzeitig ein Konstrukt, welches erlaubt, präzisierende Aussagen treffen zu können. Im Anschluss werden dann einige Messergebnisse aufgezeigt werden, wobei eine Zusammenfassung samt einem Ausblick in die Zukunft den runden Abschluss der Arbeit bilden.

2 Grundlagen und Einführung

Im Rahmen dieser Diplomarbeit wird die Modellierung, Regelung und Kopplung zweier Asynchronmaschinen untersucht. Weiters werden die Resultate der durchgeführten Messungen am Prüfstand besprochen und mit der Simulation verglichen. Die erforderlichen physikalischen Grundlagen für die mathematische Beschreibung folgen im Weiteren, wobei die Themen nur grob zusammengefasst werden. Das Hauptaugenmerk liegt auf dem Betrieb zweier gekoppelter Asynchronmaschinen mit einem Umrichter. Für detailliertere Informationen zum allgemeinen Maschinenaufbau einer Asynchronmaschine, Funktionsweise deren und weiteren physikalischen Grundlagen bzw. mathematischen Details wird auf die Literatur [2],[3],[4],[5] verwiesen.

2.1 Normierung des Systems

Die elektrische Maschine besteht aus vielen Zustandsgrößen wie Spannungen, Strömen und Flüssen. Oftmals ist es geschickter, diese Zustände einem Normierungssystem zu unterstellen. Dieses liefert dann dieselben Systemzustände zurück, jedoch dimensionslos und in einem engeren Zahlenbereich. Dieser Bereich lässt eine bessere Kontrolle der Ergebnisse zu. Im Allgemeinen ist es jedem offen, wie er die Normierung festlegt. Die Bezugswerte für die Normierung aller Zustände für diese Arbeit ist in den nachfolgenden Beziehungen ersichtlich:

$$\begin{aligned}
 U_{\text{Bezug}} &= \sqrt{2} \cdot U_{N,\text{Strang}}, & I_{\text{Bezug}} &= \sqrt{2} \cdot I_{N,\text{Strang}}, & \Omega_{el,\text{Bezug}} &= 2 \cdot \pi \cdot f_{el,N}, \\
 Z_{\text{Bezug}} &= \frac{U_{\text{Bezug}}}{I_{\text{Bezug}}}, & T_{\text{Bezug}} &= \frac{1}{\Omega_{el,\text{Bezug}}}, & \Psi_{\text{Bezug}} &= \frac{U_{\text{Bezug}}}{\Omega_{el,\text{Bezug}}}, \\
 P_{\text{Bezug}} &= \frac{3}{2} \cdot U_{\text{Bezug}} \cdot I_{\text{Bezug}}, & \Omega_{mech,\text{Bezug}} &= \frac{\Omega_{el,\text{Bezug}}}{p}, & M_{\text{Bezug}} &= \frac{P_{\text{Bezug}}}{\Omega_{mech,\text{Bezug}}},
 \end{aligned}$$

wobei hier die Strangspitzenwerte benutzt werden und N für den Nennwert laut Typenschild steht. Hierbei ist zu beachten, dass diese Werte nicht unbedingt den Strangwert darstellen und dann eine Umrechnung notwendig ist. Weiters ist die Maschineneigenschaft Polpaarzahl p in der Normierung notwendig und aus dieser folgt die mechanische Bezugskreisfrequenz $\Omega_{mech,\text{Bezug}}$, da p angibt, wie oft bei einem Fortschreiten des Rotors um mechanische 360° der Nordpol des Flusses einer Maschine zu sehen ist. Es wird bei der Berechnung der Bezugsleistung die dreifache Strangleistung berechnet, welche dann in weiterer Folge die Gesamtleistung der Maschine darstellt. Aus $P_{\text{Bezug}} = 3 \cdot U_{N,\text{Strang}} \cdot I_{N,\text{Strang}}$ folgt durch Ersetzen der Spannungs- und Strombeziehungen die obige Formel. Damit wird implizit angenommen, dass die realen Unterschiede zwischen den Strängen nicht berücksichtigt werden und alle drei als gleich repräsentativ gelten.

Die Typenschilder der in der Arbeit verwendeten Maschinen werden aus Vereinbarungsgründen mit der zusammenarbeitenden Firma nicht aufgelistet werden. Es befinden sich im Allgemeinen die Nennspannung, -strom, -phasenverschiebungswinkel und -frequenz bzw. weitere Eigenschaften der Maschinen am Typenschild, welche hier aber nicht von Relevanz sind im Hinblick auf die Normierungsbasis.

Es sei an dieser Stelle zu erwähnen, dass die Maschinen zeitlich nicht gleich produziert worden sind und daraus resultieren zwei etwas unterschiedliche Typenschilder. Mit der gemeinsamen Polpaarzahl $p = 2$ folgen aus diesen auch zwei Bezugswertssysteme als tatsächliche Werte für die Normierung.

Der Unterschied zwischen den Bezugssystemen liegt in der Nennfrequenz, welche sich in weiterer Folge in den Induktivitätsparametern zeigt. Es wird folglich mit dem Normierungssystem von der älteren Maschine, also M2, gearbeitet. Um den normierten Wert aus einem tatsächlichen Wert zu erhalten, muss lediglich der tatsächliche Wert durch den Bezugswert dividiert werden, also gilt im Allgemeinen

$$\chi = \frac{X}{X_{Bezug}} \quad , \quad (2.1)$$

mit χ bzw. X als willkürliche Größen und X_{Bezug} als Bezugsgröße.

Die Vorarbeit für die tatsächlichen Grundlagen sind gelegt worden und weiters folgt nun das Grundgerüst, mit dem seit langem schon die elektrischen Maschinen beschrieben werden.

2.2 Raumzeigerrechnung von Drehstrommaschinen

Zur Analyse der linearen Vorgänge in der Asynchronmaschine hat sich im Laufe der Zeit diese Beschreibung durchgesetzt, da sie einerseits transiente Vorgänge mitberücksichtigen kann, die Art des Stroms, die durch die Spulen fließt, irrelevant ist und mathematisch eine Reduktion im Aufwand aufweist. Beispielsweise kann der durch die Spulen fließende Strom auch ein nicht sinusförmiger sein oder sogar Gleichstrom. Eine Voraussetzung, die getroffen wird, ist, dass das Dreiphasensystem sowie die Materialien und der räumliche Aufbau symmetrisch sind.

Folglich wird die Idee an einer zweipoligen Asynchronmaschine präsentiert. Die Idee ist, die drei räumlich feststehenden Spulen, welche insgesamt eine Gesamtdurchflutung aufgrund eines Stromflusses erzeugen und damit dann ein Drehfeld in weiterer Folge, durch zwei, orthogonal angeordnete zu ersetzen. Durch diese beiden fließt ebenso ein dem zu ersetzendem System gleichwertiger Strom und damit dieselbe Gesamtdurchflutung, unter der Nebenbedingung, dass die Statorwicklung in Stern verschalten und kein Sternpunktleiter vorhanden ist. Durch diese Bedingung, also $i_U(\tau) + i_V(\tau) + i_W(\tau) = 0$ mit τ als die normierte Zeit, erkennt man, weshalb die Reduktion der Komponenten zulässig ist. Grundsätzlich lässt sich der resultierende Stromvektor folgendermaßen berechnen

$$\mathbf{i}_s(\tau) = \frac{2}{3} \cdot (i_U(\tau) + i_V(\tau) \cdot e^{j \frac{2\pi}{3}} + i_W(\tau) \cdot e^{j \frac{4\pi}{3}}) = i_{S,\alpha}(\tau) + j \cdot i_{S,\beta}(\tau) \quad , \quad (2.2)$$

wobei der Index S für Stator, j für die imaginäre Einheit steht und $i_X(\tau)$ mit $X = \{U, V, W\}$ den normierten Strangstrom zum normierten Zeitpunkt τ darstellt. In der restlichen Arbeit wird bei den Ausdrücken für die Raumzeiger auf die Zeitabhängigkeit verzichtet.

Durch die räumlichen Spulen entsteht der Name Stromraumzeiger \mathbf{i}_S , welcher komplexwertig angesetzt werden kann und abhängig von den Momentanströmen in den Spulen ist. Dadurch ändert sich dessen Betrag und Orientierung abhängig davon. Die Rückrechnung von diesem Zeiger auf die Momentanwerte erfolgt durch die Projektion des Zeigers auf die jeweilige Phase, wobei nur dessen Realteil zu nehmen ist. Der gleiche Zeiger ist ebenso auch in der Zweispulenanordnung vorhanden und besteht aus zwei Komponenten, welche orthogonal zueinander sind und dabei als Koordinatensystem verwendet werden können. Dies ist besser verständlich durch die Abbildung 2.1, wobei beachtet werden muss, dass die Induktivität in Phase U bzw. Richtung α nicht gleich groß sind. Diese ändern sich selbstverständlich durch die Transformation.

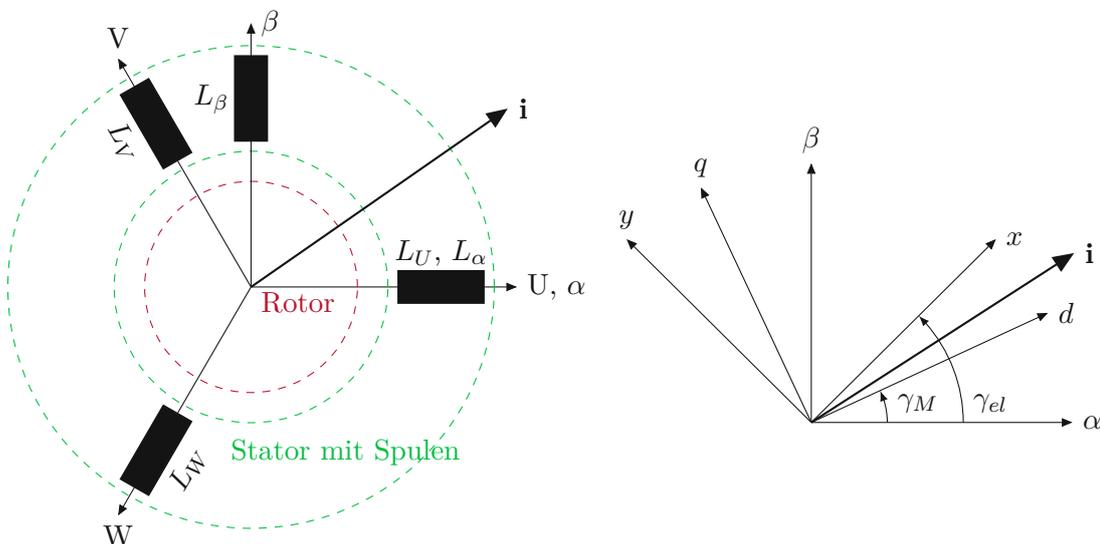


Abbildung 2.1: Links: Raumzeigerdarstellung einer zweipoligen Asynchronmaschine im Querschnitt. Rechts: Verschiedene Koordinatensysteme.

Alle vorhandenen Raumzeiger kommen in diesem Koordinatensystem zu liegen und dieses nennt sich das statorfeste Koordinatensystem mit der reellen Achse α und imaginären Achse β . Oftmals ist es mathematisch sinnvoller und einfacher, Raumzeiger in andere Koordinatensysteme zu transformieren. Durch die physikalischen Eigenschaften der Asynchronmaschine ergeben sich einerseits das rotorfeste Koordinatensystem, welches mit der normierten mechanischen Drehzahl ω_M rotiert, und andererseits das rotorflussfeste Koordinatensystem, welches mit der normierten elektrischen Drehzahl ω_{el} bzw. ω_{ψ_R} rotiert und worin der Name gleichzeitig sagt, dass in dem Realteil des Rotorflusses die reelle Achse dieses Koordinatensystems zu liegen kommt. Die genauen Bezeichnungen befinden sich in der nachfolgenden Tabelle. Die Transformation erfolgt mittels Multiplikation von $e^{\pm j \cdot \gamma_X}$ mit dem Raumzeiger, wobei das Vorzeichen die Richtung der Drehung angibt und γ_X

mit $X = \{M, el\}$ als Raumposition der reellen Achse des jeweiligen Koordinatensystems zu verstehen ist. Der Zusammenhang zwischen der Raumposition γ_X und der Rotationsgeschwindigkeit ω_X ist durch $\dot{\gamma}_X(t) = \omega_X$ gegeben, wobei die Raumposition mit dem zeitabhängigen Verlauf $\gamma_X(t) = \gamma_{X_0} + \omega_X \cdot t$ und einer Anfangsposition γ_{X_0} definiert ist.

	statorfestes KOS	rotorfestes KOS	rotorflussfestes KOS
Realteil	α	d	x
Imaginärteil	β	q	y

Tabelle 2.1: Bezeichnungen der verwendeten Koordinatensysteme KOS

Die vorhandenen Koordinatensysteme sind in der Abbildung 2.1 rechts gänzlich an einem Stromvektor \mathbf{i} zu sehen, der immer in Richtung des Maximums des Flusses zeigt. Die Luftspaltfeldverteilung der Maschine ist sinusförmig und dreht mit der Frequenz der Stroms, also ω_{el} , räumlich entlang des Umfangs des Rotors.

Da ein Strom durch eine Spule eine Durchflutung hervorruft und im Weiteren auch ein Fluss sich bildet, existiert auch ein Flussraumzeiger. Durch die Kopplung der Flüsse und Spannungen über das Induktionsgesetz, existiert auch ein Spannungsraumzeiger. Beide lassen sich ident erzeugen wie jener vom Strom, demnach folgt

$$\boldsymbol{\psi}_S = \frac{2}{3} \cdot (\psi_U(\tau) + \psi_V(\tau) \cdot e^{j \cdot \frac{2\pi}{3}} + \psi_W(\tau) \cdot e^{j \cdot \frac{4\pi}{3}}), \quad (2.3)$$

$$\mathbf{u}_S = \frac{2}{3} \cdot (u_U(\tau) + u_V(\tau) \cdot e^{j \cdot \frac{2\pi}{3}} + u_W(\tau) \cdot e^{j \cdot \frac{4\pi}{3}}) \quad . \quad (2.4)$$

Damit werden nun im Weiteren die Maschinengrundgleichungen hergeleitet und beschrieben werden. Ebenso wird das erhaltene System in dieser Schreibweise in die Zustandsraumdarstellung übergeführt.

2.3 Modellbildung der Asynchronmaschine

Es folgt nun ein grober Durchlauf der Entstehung des mathematischen Systems zur Beschreibung der Asynchronmaschine. Die Transformation des üblichen T-Ersatzschaltbildes in das verwendete, in der Literatur auch Gamma-Inverses-Modell genannt, wird in diesem Zusammenhang übersprungen. Vollständigkeitshalber wird lediglich die Umrechnung der Parameter notiert, in denen auch ersichtlich ist, dass das neue Modell einen Parameter weniger besitzt. Diese Vereinfachung ist durch Erkennung linearer Abhängigkeit der physikalischen Gleichungen möglich und damit ist die weitere Beschreibung simplifiziert. Physikalisch bedeutet es, dass man die Streuinduktivität des Rotors auf den Stator bezieht und damit ersetzt im Ersatzschaltbild die Position der Hauptinduktivität die Rotorinduktivität. Dadurch ist lediglich nur ein Streuparameter vorhanden. Aufgrund der Benützung der Raumzeigerrechnung visualisiert die Abbildung 2.2 die Ersatzschaltbilder der gesamten Maschine, und nicht nur eines Stranges. Die Transformationsbeziehungen lauten

$$\Gamma_{-1} = \frac{l_H}{l_H + l'_{\sigma 2}}, \quad r_1 = r_S, \quad r_R = r'_2 \cdot \Gamma_{-1}^2, \quad l_R = l_H \cdot \Gamma_{-1}, \quad l_\sigma = (l_H + l_{\sigma 1}) - l_R, \quad (2.5)$$

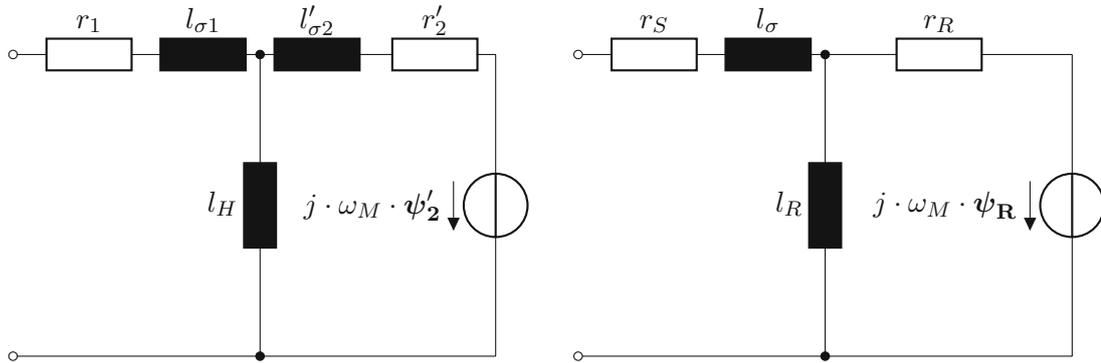


Abbildung 2.2: Links: Ersatzschaltbild der Asynchronmaschine. Rechts: Vereinfachtes und verwendetes Ersatzschaltbild.

wobei hier schon die Normierung durchgeführt worden ist und r_1 bzw. r_S den Statorwiderstand der Wicklung einer Phase, r'_2 bzw. $l'_{\sigma 2}$ den auf die statorseite bezogenen Rotorwiderstand bzw. Rotorstreuinduktivität, $l_{\sigma 1}$ die Statorstreuinduktivität, l_H die Hauptinduktivität, r_R den Rotorwiderstand, l_R die Rotorinduktivität und l_σ die Streuinduktivität darstellt. Der Koeffizient Γ_{-1} ergibt sich aus der Ausnützung des Freiheitsgrades der neuen Beschreibung und setzt die Rotorflüsse durch $\psi_R = \Gamma_{-1} \cdot \psi'_2$ in Beziehung. Oftmals führt man die Selbstinduktivität $l_S = l_H + l_{\sigma 1}$ einer Wicklung als einen neuen Parameter ein, damit folgt $l_\sigma = l_S - l_R$. Weiters kann dieser auch direkt über $l_S = \frac{3}{2} \cdot l_X$ mit $X = \{U, V, W\}$ berechnet werden, wobei die Herleitung die Beziehung der lageabhängigen Kopplungsinduktivität $l_H = l_X \cdot \cos(\pm 120^\circ)$ ausnutzt, welche durch die geometrische Anordnung der Spulen und deren gegenseitige Beeinflussung entsteht.

Die Basis dieser Maschinenart ist das Induktionsgesetz, welches folgendermaßen aussieht

$$\mathbf{u}_S = r_S \cdot \mathbf{i}_S + \dot{\boldsymbol{\psi}}_S \quad , \quad (2.6)$$

unter Berücksichtigung, dass hier schon die Raumzeigerdarstellung angewendet wird. Dies ist so zulässig, da aus der allgemeinen Darstellung des Induktionsgesetzes $u_X = r_S \cdot i_X + \dot{\psi}_X$ mit $X = \{U, V, W\}$ es leicht durch die Gleichung (2.4) ersichtlich ist, dass der Zusammenhang linear ist und das Resultat gleich dem der Statorspannungsgleichung (2.6) ist.

Der hier in der Arbeit verwendete Kurzschlusskäfigrotor entwickelt eine Kraft durch den von der induzierten Spannung hervorgerufenen Stromfluss und dem erzeugten Verkettungsfluss des Stators. Da es für diesen nicht wesentlich ist, woher dieser erzeugt wurde, kann man dessen induzierte Spannung ebenso als fiktives Dreiphasensystem anschreiben, also durch $u_X = r_S \cdot i_X + \dot{\psi}_X$ mit $X = \{A, B, C\}$, und damit gilt für den Rotor ebenso die Spannungsbeziehung (2.6), worin lediglich die Indizes geändert werden müssen und die gesamte Gleichung gleich Null gesetzt werden muss. Dies ist implizit durch den Rotor vorausgesetzt und damit ergibt sich die Rotorspannungsgleichung

$$\mathbf{u}_R = \mathbf{0} = r_R \cdot \mathbf{i}_R + \dot{\boldsymbol{\psi}}_R \quad . \quad (2.7)$$

Die Gleichungen (2.6) und (2.7) wurden in deren Koordinatensystemen beschrieben und vorteilhaft ist es, die Gleichungen allgemeiner anzuschreiben, um eine freie Wahl der

Beschreibung zu gewährleisten. Dies kann man erzwingen, indem man beide Gleichungen mit $e^{j\gamma_K}$, mit γ_K als allgemeine Raumpositionsvorschrift eines Koordinatensystems, multipliziert, und die Produktregel der Differentiation anwendet. Damit folgen die Spannungsgleichungen nun in einem allgemeinen, mit ω_K rotierenden Koordinatensystem

$$\mathbf{u}_S = r_S \cdot \mathbf{i}_S + \dot{\boldsymbol{\psi}}_S + j \cdot \omega_K \cdot \boldsymbol{\psi}_S, \quad (2.8)$$

$$\mathbf{0} = r_R \cdot \mathbf{i}_R + \dot{\boldsymbol{\psi}}_R + j \cdot (\omega_K - \omega_M) \cdot \boldsymbol{\psi}_R \quad . \quad (2.9)$$

Die Differenz ergibt sich aus den neuen Stellungen der Raumzeiger und wird in weiterer Folge, falls $\omega_K = \omega_{el}$ ist, als Schlupf $S = \frac{f_{el}}{p} - f_M$ bzw. normiert $s = \omega_{Schlupf} = \omega_{el} - \omega_M$ mit den elektrischen und mechanischen Frequenzen definiert. Die Abbildung 2.2 wurde im statorfesten Koordinatensystem, also $\omega_K = 0$, gezeichnet.

Da Ströme in Spulen einen Fluss hervorrufen, kann dieser Zusammenhang im Allgemeinen ebenso für den Stator und Rotor angeschrieben werden. Damit folgen

$$\boldsymbol{\psi}_1 = l_S \cdot \mathbf{i}_S + l_H \cdot \mathbf{i}'_2, \quad (2.10)$$

$$\boldsymbol{\psi}'_2 = (l_H + l'_{\sigma 2}) \cdot \mathbf{i}'_2 + l_H \cdot \mathbf{i}_S \quad , \quad (2.11)$$

wobei ein Kopplungsterm existiert, der die gemeinsame Induktivität zwischen Stator und Rotor ist. Durch die verwendeten Transformationsbeziehungen sind im vereinfachten Ersatzschaltbild die Koeffizienten der Rotorflussgleichung gleich, wobei $\mathbf{i}_R = \frac{1}{\Gamma_{-1}} \cdot \mathbf{i}'_2$ gilt und es folgen schlussendlich die neuen Zusammenhänge der Flussverkettungen

$$\boldsymbol{\psi}_S = l_S \cdot \mathbf{i}_S + l_R \cdot \mathbf{i}_R, \quad (2.12)$$

$$\boldsymbol{\psi}_R = l_R \cdot (\mathbf{i}_R + \mathbf{i}_S) \quad . \quad (2.13)$$

Damit ist der elektromagnetische Teil der Modellierung vollständig abgeschlossen und nun folgt der mechanische, welcher den Zusammenhang zwischen dem Drehmoment und der Drehzahl wiedergibt. Da die Differenz aus dem inneren und dem angreifenden Moment auf der Welle eine Änderung der Drehzahl verursacht, kann dies als bezogene Differentialgleichung folgendermaßen angeschrieben werden

$$\tau_M \cdot \dot{\omega}_M = m_i - m_{Last} \quad , \quad (2.14)$$

mit τ_M als der mechanischen Zeitkonstante, m_i dem inneren Moment und m_{Last} dem von der Last verursachten angreifenden Moment. Damit ist die Asynchronmaschine vollständig dynamisch beschrieben und nun folgt noch abschließend die Berechnung der Leistung und Drehmoment. Die normierte Momentanleistung, durch die Annahmen gleichsam der Wirkleistung, errechnet sich als

$$p(\tau) = u_U(\tau) \cdot i_U(\tau) + u_V(\tau) \cdot i_V(\tau) + u_W(\tau) \cdot i_W(\tau) = \operatorname{Re}\{\mathbf{u}_S \cdot \mathbf{i}_S^*\} \quad , \quad (2.15)$$

mit dem konjugiert komplexen Operator $*$, wobei in weiterer Folge

$\operatorname{Re}\{\mathbf{u}_S \cdot \mathbf{i}_S^*\} = |\mathbf{u}_S| \cdot |\mathbf{i}_S| \cdot \cos(\arg(\mathbf{u}_S) - \arg(\mathbf{i}_S))$ mit \arg als mathematischer Winkelpositionsermittlung gilt und das Drehmoment folgt aus der Beziehung, dass der Rotor lediglich die über den Luftspalt transportierte Leistung zur Verfügung gestellt bekommt.

Das Moment ergibt sich mit $m_i = \frac{p_L}{\omega_{el}}$, wobei $p_L = \text{Re}\{\mathbf{u}_S \cdot \mathbf{i}_S^*\} - r_S \cdot \mathbf{i}_S \cdot \mathbf{i}_S^*$ ist. Damit ist auch direkt ersichtlich, dass in dieser Arbeit die Kupferverluste lediglich berücksichtigt werden. Dieser Ausdruck kann durch herausheben und ausnutzen der stationären, im rotorflussfesten Koordinatensystem betrachteten Gleichung (2.8) mit $|\boldsymbol{\psi}_S| = \textit{konstant}$ zu der Beziehung

$$m_i = -\text{Im}\{\boldsymbol{\psi}_S \cdot \mathbf{i}_S^*\} = \boldsymbol{\psi}_S \times \mathbf{i}_S \quad (2.16)$$

ausgedrückt werden, sogar zu $m_i = -\text{Im}\{\boldsymbol{\psi}_R \cdot \mathbf{i}_R^*\}$. An dieser Stelle sei erwähnt, dass die Leistungsbilanz eingehalten werden muss. Dabei gilt $p_L = p_{mech} + p_{Verluste,R}$ mit p_{mech} als der Leistung an der Welle, die aus $\text{Re}\{-j \cdot \omega_M \cdot \boldsymbol{\psi}_R \cdot \mathbf{i}_R^*\}$ errechnet wird, wobei das negative Vorzeichen aus dem Verbraucherbezugssystem sich ergibt. Die Rotorverlustleistung $p_{Verluste,R}$ kann mittels der Beziehung $r_R \cdot \mathbf{i}_R \cdot \mathbf{i}_R^*$, in weiterer Folge $\text{Re}\{-j \cdot \omega_{Schlupf} \cdot \boldsymbol{\psi}_R \cdot \mathbf{i}_R^*\}$, angeschrieben werden, wobei die stationäre Gleichung (2.9) im rotorflussfesten Koordinatensystem berücksichtigt wurde.

Setzt man die Gleichungen (2.12) und (2.13) in (2.8) und (2.9) ein, dann folgt mit (2.14) ein nichtlineares System, da der Zustand ω_M multiplikativ mit anderen Systemzuständen auftritt. In dieser Arbeit werden nur stationäre Verhältnisse betrachtet, damit werden alle Zeitkonstanten abgewartet und die Drehzahl ist auch eine konstante. Dadurch fällt die mechanische Gleichung aus der Betrachtung heraus und es ergibt sich formal ein lineares System folgender Form in allgemeinen Koordinaten ω_K

$$\begin{pmatrix} \dot{\mathbf{i}}_S \\ \dot{\mathbf{i}}_R \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -r_S - j \cdot (\omega_K \cdot l_\sigma + \omega_M \cdot l_R) & r_R - j \cdot \omega_M \cdot l_R \\ r_S + j \cdot \omega_M \cdot l_S & -\frac{l_S}{\tau_R} - j \cdot (\omega_K \cdot l_\sigma - \omega_M \cdot l_S) \end{pmatrix} \cdot \frac{1}{l_\sigma} \cdot \begin{pmatrix} \mathbf{i}_S \\ \mathbf{i}_R \end{pmatrix} + \frac{1}{l_\sigma} \cdot \begin{pmatrix} 1 \\ -1 \end{pmatrix} \cdot \mathbf{u}_S \quad (2.17)$$

bzw. in Komponentendarstellung

$$\begin{pmatrix} \dot{i}_{S,\alpha} \\ \dot{i}_{S,\beta} \\ \dot{i}_{R,\alpha} \\ \dot{i}_{R,\beta} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -r_S & \omega_K \cdot l_\sigma + \omega_M \cdot l_R & r_R & \omega_M \cdot l_R \\ -(\omega_K \cdot l_\sigma + \omega_M \cdot l_R) & -r_S & -\omega_M \cdot l_R & r_R \\ r_S & -\omega_M \cdot l_S & -\frac{l_S}{\tau_R} & \omega_K \cdot l_\sigma - \omega_M \cdot l_S \\ \omega_M \cdot l_S & r_S & -(\omega_K \cdot l_\sigma - \omega_M \cdot l_S) & -\frac{l_S}{\tau_R} \end{pmatrix} \cdot \frac{1}{l_\sigma} \cdot \begin{pmatrix} i_{S,\alpha} \\ i_{S,\beta} \\ i_{R,\alpha} \\ i_{R,\beta} \end{pmatrix} + \frac{1}{l_\sigma} \cdot \begin{pmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ -1 & 0 \\ 0 & -1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} u_{S,\alpha} \\ u_{S,\beta} \end{pmatrix} \quad (2.18)$$

mit der Rotorzeitkonstante $\tau_R = \frac{l_R}{r_R}$. Diese Darstellung ist hilfreich, wenn man regelungstechnische Eigenschaften, Optimierungen und weitere Systemanalysen durchführt.

In dieser Arbeit werden zwei Asynchronmaschinen von einem Umrichter bespeist, damit hängen diese Maschinen untereinander parallel zusammen und durch Annahme beider identer Maschinen, welche gerechtfertigt ist, wenn die Maschinen aus derselben Produktion entnommen sind, sind die Einzelparameter gleich. Der Umrichter sieht eine Asynchronmaschine, welche folgende Parameter aufweist

$$r_{S,gesamt} = \frac{r_S}{2}, \quad l_{S,gesamt} = l_{R,gesamt} + l_{\sigma,gesamt} = \frac{l_S}{2} = \frac{l_R + l_\sigma}{2}, \quad (2.19)$$

die durch die Real- und Imaginärteilbildung der entstehenden Gesamtimpedanz des gesamten, also zweier parallel geschalteten, Maschinen ergibt. Die Abbildung 2.3 spiegelt den Zusammenhang wieder.

Damit ist die Asynchronmaschine in ihren Grundzügen beschrieben und es folgt nun ein Regelungsverfahren, welches einen hochdynamischen Betrieb zulässt.

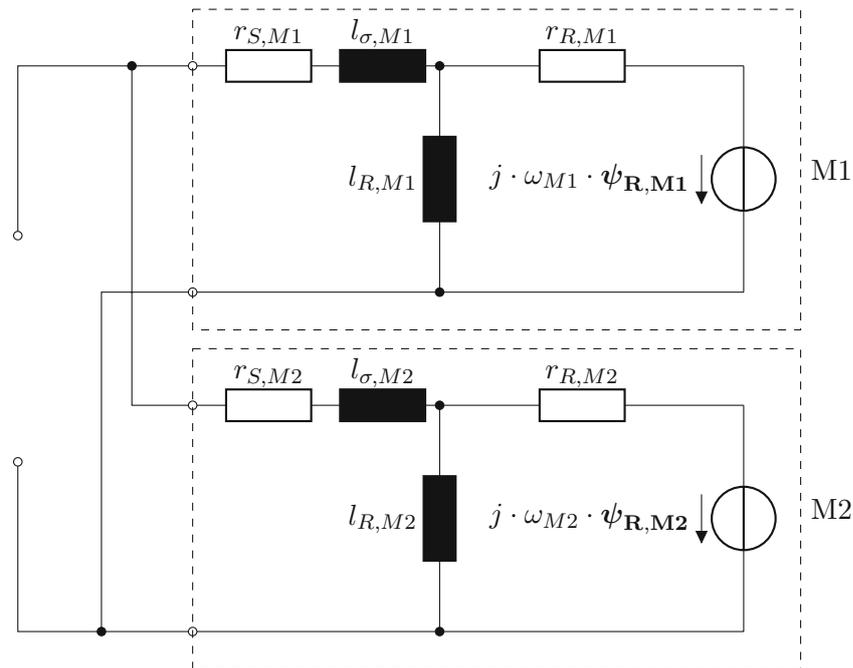


Abbildung 2.3: Zusammenschaltung zweier gleich gespeisten Asynchronmaschinen.

2.4 Regelung zweier Asynchronmaschinen

Im Folgenden wird überblicksmäßig die feldorientierte Regelung kurz durchbesprochen und dann auf diese in der Arbeit vorliegende Konstellation erweitert.

Durch diese Art und Weise der Regelung einer Asynchronmaschine ist es möglich, getrennt den Magnetisierungszustand und das gewünschte Drehmoment zu regeln. Ersichtlich wird dies, in dem man Gleichung (2.9) im elektrischen bzw. rotorflussfesten Koordinatensystem anschreibt und die Rotorstromabhängigkeit durch Gleichung (2.13) löst. In diesem Koordinatensystem ist der Zusammenhang einfach ersichtlich. Damit folgt die Rotorflussdifferentialgleichung $0 = \frac{1}{\tau_R} \cdot (\psi_{\mathbf{R}} - l_R \cdot \mathbf{i}_{\mathbf{S}}) + \dot{\psi}_{\mathbf{R}} + j \cdot \omega_{\text{Schlupf}} \cdot \psi_{\mathbf{R}}$, welche sich in einen Real- und Imaginärteil aufspalten lässt. Unter Beachtung, dass $\psi_{R,x} = |\psi_{\mathbf{R}}|$ und $\psi_{R,y} = 0$ gilt, folgen damit

$$\text{Re} : 0 = \frac{1}{\tau_R} \cdot (\psi_{R,x} - l_R \cdot i_{S,x}) + \dot{\psi}_{R,x}, \quad (2.20)$$

$$\text{Im} : 0 = -\frac{l_R \cdot i_{S,y}}{\tau_R} + \omega_{\text{Schlupf}} \cdot \psi_{R,x} \quad \text{bzw.} \quad \omega_{\text{Schlupf}} = \frac{l_R}{\tau_R \cdot \psi_{R,x}} \cdot i_{S,y} \quad . \quad (2.21)$$

Dadurch ist ersichtlich, dass der Rotorfluss und das Drehmoment durch die Vorgaben der Statorstromkomponenten gebunden sind und diese sich nicht gegenseitig beeinflussen. Hierbei zu beachten sei, dass diese Komponenten aus dem rotorflussfesten Koordinatensystem ins statorfeste transformiert werden müssen. Dies ist eine große Problematik [6], auf die hier in der Arbeit nicht genauer eingegangen wird. Die Bestimmung des Rotorflusswinkels, also dessen Position, erfolgt über das Spannungsmodell im mittel- und hochdrehzahlbereich

und Strommodell, welches im Tiefdrehzahlbereich verwendet wird. Diese Modelle sind selbstverständlich fehlerbehaftet und könnten in weiterer Folge zu unzufriedenstellenden Regelungsergebnissen führen. Die Untersuchungen der unterschiedlichen Regelungsstrategien für diese Arbeit erfolgen im Tiefdrehzahlbereich. Genauer folgt im Kapitel 4. Nachfolgend wird vollständigshalber das Strommodell kurz erklärt.

Ausgangspunkt für dieses Modell ist wiederum die Rotorflussdifferentialgleichung, wobei der Statorstrom und die mechanische Drehzahl die Eingangs- bzw. bekannten Größen sind. Weiters wird die Gleichung im rotorfesten Koordinatensystem angeschrieben, um zusätzliche Terme zu vermeiden, welche als Nachteil des Modells gelten. Dieser Ansatz ist von praktischer Relevanz und theoretisch ist es unerheblich, in welchem Koordinatensystem man die Beschreibung vornimmt. Damit ergeben sich in der Komponentenschreibweise zwei Differentialgleichungen

$$\text{Re} : \dot{\psi}_{R,d} = \frac{1}{\tau_R} \cdot (-\psi_{R,d} + l_R \cdot i_{S,d}), \quad (2.22)$$

$$\text{Im} : \dot{\psi}_{R,q} = \frac{1}{\tau_R} \cdot (-\psi_{R,q} + l_R \cdot i_{S,q}) \quad , \quad (2.23)$$

welche als Lösung den Rotorfluss im rotorfesten Koordinaten wiedergeben. Durch die Transformation dessen ins statorfeste mittels des Rotorwinkels erhält man die Rotorflussposition, welche notwendig ist, um bei Stromwertvorgaben im rotorflussfesten Koordinatensystem diese in das statorfeste zu überführen. In weiterer Folge werden diese auf die tatsächlich notwendigen Stranggrößen transformiert, welche die dem Umrichter verständlichen Signale darstellen. Die Modellqualität hängt von τ_R ab und verändert sich stark bei höheren Belastungen, das beispielsweise mit der Temperaturabhängigkeit von r_R einhergeht.

Wird nun das Prinzip der feldorientierten Regelung auf die Zwei-Maschinen-Konfiguration angewandt, verhalten sich die Maschinen bei gleichen Maschinenparametern und Drehzahlen ident, da der Strom sich symmetrisch aufteilen wird. Damit muss ein Summenstrom vorgegeben werden, der in den Komponenten doppelt so groß ist wie das gewünschte Verhalten der Einzelmaschine. Die damit verbundene Regelung wird in der Literatur auch Mittelwertsregelung genannt und regelt eine Maschine, da es für den Umrichter unwesentlich ist, wie die weitere Stromverteilung aussieht. Im Weiteren wird die Rotorflussdifferentialgleichung im statorfesten Koordinatensystem betrachtet. Diese lautet dann für die Gesamtmaschine aus dem Umrichter betrachtend

$$0 = \frac{1}{\tau_R} \cdot (\psi_{\mathbf{R},\text{gesamt}} - l_{R,\text{gesamt}} \cdot \mathbf{i}_{\mathbf{S},\text{gesamt}}) + \dot{\psi}_{\mathbf{R},\text{gesamt}} - j \cdot \omega_{M,\text{mittel}} \cdot \psi_{\mathbf{R},\text{gesamt}} \quad , \quad (2.24)$$

wobei die Beziehung $\mathbf{i}_{\mathbf{S},\text{gesamt}} = \mathbf{i}_{\mathbf{S},\text{M1}} + \mathbf{i}_{\mathbf{S},\text{M2}}$, entspricht dem Gesamtstrom des Systems, gilt und $\psi_{\mathbf{R},\text{gesamt}}$ einerseits aus $\frac{\psi_{\mathbf{R},\text{M1}} + \psi_{\mathbf{R},\text{M2}}}{2}$ und andererseits aus einem Gesamtmaschinenmodell gebildet werden kann, dazu jedoch im Kapitel 4 genaueres. Zu beachten ist, dass $\psi_{\mathbf{R},\text{gesamt}}$ dadurch bei der ersten Variante den mathematisch erzeugten Rotorfluss der Gesamtmaschine aus den tatsächlich vorhandenen Einzelmaschinenrotorflüssen darstellt und dieses Koordinatensystem gewählt wurde, da es hier erlaubt ist, Vektoren aus unterschiedlichen Vektorräumen zu addieren. Das statorfeste Koordinatensystem ist in beiden Maschinen immer ident, wohin gegen das beim rotorflussfesten bzw. beim rotorfesten im Allgemeinen nicht der Fall sein muss und dies zu tragen kommt, wenn die

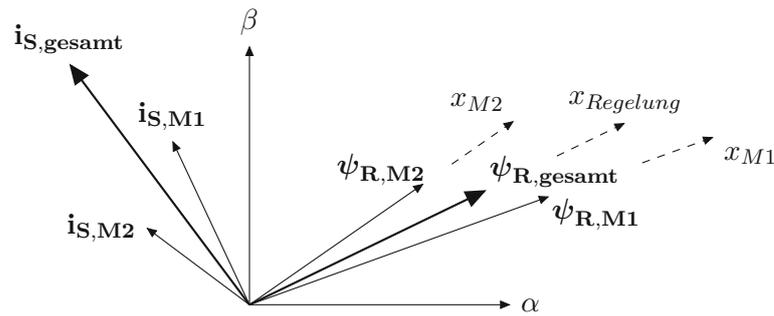


Abbildung 2.4: Schematische Darstellung einer möglichen Erzeugung der Gesamtmaschinenzustände im statorfesten Koordinatensystem

Maschinen asymmetrisch sind in ihren Parametern, Drehzahlen oder Lastzuständen. Die Gesamtmaschinendrehzahl ist die mittlere Drehzahl des Systems $\omega_{M,mittel} = \frac{\omega_{M1} + \omega_{M2}}{2}$ und Gleichung (2.24) ist damit allgemein angeschrieben. Die Abbildung 2.4 spiegelt diesen Zusammenhang im statorfesten Koordinatensystem wieder, wobei nun beispielhaft $\psi_{R,gesamt}$ aus $\frac{\psi_{R,M1} + \psi_{R,M2}}{2}$ gebildet wurde. Gleichzeitig zeigt diese nicht nur die Positionen der separat für die jeweilige Maschine wirkende Stellung des rotorflussfesten Koordinatensystems, sondern auch das für die Regelung genutzte rotorflussfeste Koordinatensystem. Dies bedeutet, dass die Stromsollkomponenten für die gezeigte feldorientierte Regelung immer und nur in diesem vorgegeben und geregelt werden. Damit ist die Regelung für den symmetrischen und leider unrealistischen Fall dieser Konfiguration besprochen und es folgen nun Problematiken, die sich im asymmetrischen Betrieb ergeben.

Prinzipiell sind in der Fertigung der Maschine Fertigungstoleranzen vorgegeben, dadurch sind zwei Maschinen rein aus dem konstruktiven Aspekt unterschiedlich. Damit einher gehen die unterschiedlichen Parameterwerte der Widerstände und Induktivitäten. Dieser Unterschied wird durch Temperaturunterschiede verstärkt. Weiters drehen sich zwei Rotoren nicht immer exakt gleich schnell und damit ergibt sich auch ein Drehzahlunterschied. Dieser kann hier in weiterer Folge verstärkt werden, in dem ein Rad keinen guten Kontakt zur Schiene hat und damit nicht nur die Drehzahlen, sondern auch die Schlüpfen der Maschinen unterschiedlicher werden. Damit erhöht sich die Anforderung an die Regelung und die Regelungsstrategie muss prinzipiell angepasst werden, um unerwünschte Effekte zu minimieren.

Die Grundzüge einer Asynchronmaschine sind bisher ausreichend besprochen und ebenso wurden kleine Anmerkungen zu der hier in der Arbeit konkret vorliegenden Konfiguration gemacht. Damit folgt nun im Weiteren der tatsächliche Prüfstand mit seinen Eigenschaften und Eigenheiten.

3 Der Zwei-Maschinen-Prüfstand

Im Weiteren folgt nun die tatsächliche Realisierung und der Aufbau des Systems, wobei alle notwendigen Komponenten besprochen werden. Anschließend werden die Maschinendaten aufgelistet und kurz ein Einblick darüber gegeben, wie diese Parameter den Betrieb beeinflussen. Im Hinblick darauf, ob die Fertigungstoleranzen zu vernachlässigen sind oder ob der Betrieb abweichend von der idealen Anordnung beeinflusst wird.

3.1 Aufbau des Systems

Dieser Prüfstand besteht, wie bereits erwähnt, aus zwei Asynchronmaschinen und einem Umrichter, der die Spannungsversorgung beider Maschinen zur Verfügung stellt. Hierbei angemerkt sei, dass nur die Grundwelleneigenschaften des Systems betrachtet werden und jegliche Oberwellen oder nichtlinearen Effekte vernachlässigt werden. Die Maschinen sind nicht zeitgleich produziert worden, werden aber in der Arbeit als ident angenommen. Weiters sind die Wellen der Maschinen über einen Zahnriemenantrieb mechanisch gekoppelt. Im Weiteren wird für diese Arbeit das Zahnriemenzahlverhältnis zz angegeben und damit gearbeitet werden. Dieses spiegelt das Verhältnis der Zähnezahle der Zahnriemenscheiben der Maschine 1 und 2 wieder und wird entweder gleich eins sein, welches gleiche Zähne der Zahnriemenscheiben bedeutet, oder 1.5 sein, womit eine Zahnscheibe weniger Zähne beinhaltet und damit kleiner ist. Die damit verbundene Welle wird auch diejenige sein, die sich schneller drehen wird. Damit sind unsymmetrische Betriebszustände gezielt erzeugbar, welche in weiterer Folge den Regler bzw. das Systemverhalten testen sollen. Weiters ist im Aufbau auch eine weitere Maschine, auch Lastmaschine genannt, vorhanden, welche mittels eines Getriebes an der Maschine 2 gekoppelt ist. Diese Lastmaschine stellt eine vorgegebene Drehzahl ein und damit implizit kann die Kombination aus dem Getriebe und der Lastmaschine ein Drehmoment erzeugen, welches mehr als das doppelte der beiden Asynchronmaschinen entspricht. Das Getriebe besitzt eine feste Übersetzung von $i_{\text{Getriebe}} = 9.722$ und reduziert aus der Lastmaschine betrachtend die Drehzahl nach außen hin zu den beiden Asynchronmaschinen. Der schematisch und auch der reale Einblick hinter dem Aufbau ist in Abbildung 3.1 zu sehen. Dabei stellen die querschraffierten Linien mechanische Wellen und die vertikal-schraffierten den Riemen dar. Der Umrichter befindet sich örtlich gesehen an einer anderen Stelle und ist auf dem Bild nicht ersichtlich. Da der Umrichter keinen speziellen Fokus in der Arbeit hat, wird auf diesem nicht näher eingegangen werden. Vollständigkeitshalber sei gesagt, dass dieser als ideal, also nicht taktend, angenommen wird und liefert damit ein ideales, symmetrisches Dreiphasensystem. Die Versorgung dieses Umrichters erfolgt über einen im Maschinensaal vorhandenen Gleichspannungskreis. Ebenso werden die Sensorsignale der Drehgeber bzw. die Stromsensoren nicht weiter genauer berücksichtigt als dass diese die Werte liefern für die Regelung. Die Position des Drehgebers befindet sich auf der Welle der Maschine und

die Strommessfühler befinden sich direkt in der Zuleitung der jeweiligen Maschine. Hierbei ist zu beachten, dass in der Praxis all diese Sensoren nicht immer eingesetzt werden. Dies spart Kosten. Wie dann in weiterer Folge die notwendigen Signale erzeugt werden, kann in der Literatur nachgelesen werden [7]. Ergänzend zu dem Aufbau sei noch erwähnt, dass die Maschinen wassergekühlt werden.

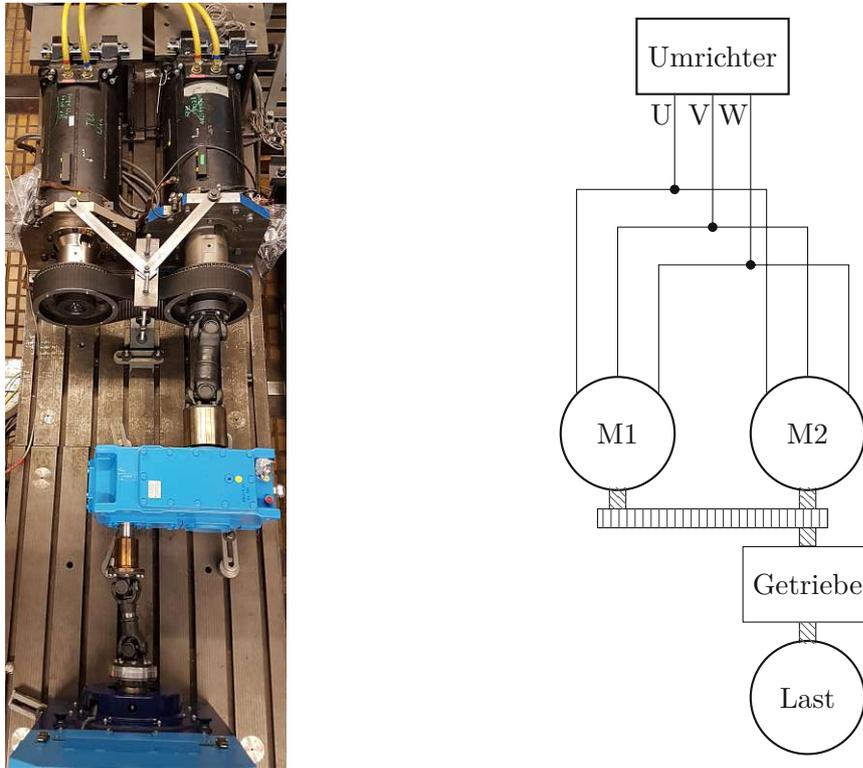


Abbildung 3.1: Realer und schematischer Versuchsaufbau des Zwei-Maschinen-Prüfstandes

Der Abschluss dieses Aufbaus ist der Echtzeitrechner, in dem die Regelung implementiert ist und in dem die Sollwerte der Regelung, aber auch Regelungsarten vorgegeben werden. Dieser beinhaltet weitaus mehr Informationen, welche hier keine weitere Rolle spielen. Damit wäre der Aufbau des betrachteten Systems ausreichend beschrieben und nun folgen exemplarisch die Maschinendaten bzw. die Parameter als Tabelle. Zu erwähnen sei hier, dass die Parameter beider Maschinen als gleich angesetzt werden, obwohl diese nicht zeitgleich produziert worden sind, jedoch denselben Anforderungen genügen müssen und damit folgen dann aus dem gleichen Bezugssystem die nachfolgenden Werte.

	r_S	r_R	l_R	l_σ
M1	0.0391	0.0073	1.5575	0.0758
M2	0.04	0.0073	1.5575	0.0757

Tabelle 3.1: Normierte Maschinenparameter

Hiermit wäre der Grundaufbau des Systems offengelegt worden und nun folgen die Eigenschaften und Schwierigkeiten der Anordnung.

3.2 Problematiken der Kopplung

Wie im vorhergehenden Kapitel bereits erwähnt, bereitet dieser Aufbau keine Komplikationen, wenn alle erwähnten Eigenschaften gleich bzw. symmetrisch sind. Durch die nie perfekte Fertigung ist hier ein Unterschied in den Maschinenparametern vorhanden, welcher weiters durch die realen Verhältnisse wie Lastunterschiede aufgrund von unterschiedlichen Reibkoeffizienten hervorgerufen durch beispielsweise Blätter auf den Schienen, diversen Wetterphänomenen, Fahrten entlang einer Kurve oder mechanisch unterschiedlich abgenutzten Laufrädern des Triebwagens verstärkt werden. Die damit verbundenen Folgen durch die unsymmetrischen Auslastungen sind verstärkte Alterungserscheinungen sowie thermische Probleme der jeweils mehr ausgelasteten Maschine. Beide gilt es als Ziel der Regelung dieser Zwei-Maschinen-Anordnung in den Griff zu bekommen, da man einerseits den Wirkungsgrad erhöhen kann, aber auch Wartungsintervalle verkürzen kann. Weitergehend ist es dann eine Frage der Investitionskosten, wie viele Sensoren man in dem System verbauen möchte. Je mehr, desto detaillierter ist die Information des Systems und man kann besser bzw. effizienter eingreifen. Wie im Aufbau bereits erwähnt, wird für diese Arbeit jeder mögliche Sensor eingebaut und verwendet. Damit können je Maschine die Strom- und Flussraumzeiger erstellt werden. Dem gegenüber steht das System, dass lediglich den Gesamtstrom aus den Phasen des Umrichters erhält. Damit verbunden ist auch nur die Information, dass der Umrichter eine Maschine sieht und nur diese dann auch regelt.

Der letztgenannte Punkt wird dann problematisch, wenn zum Beispiel die Last der beiden Maschinen unterschiedlich wird. Damit ist ein Schlupf und ein notwendiger Strom gewünscht, der jedoch von dem unterschiedlichen Lastzustand der anderen Maschine verfälscht wird. Für die Regelung ist es dann deutlich schwerer in dieser Situation, die Regelungsziele zu erreichen, und die Auslastung der Maschinen ist dann eine offene Frage. Bei einer zu hohen Verstimmung aufgrund von der Last bzw. auch durch eine zu unterschiedliche Drehzahl kann es auch sein, dass eine Maschine im Aufbau als Generator wirkt und nicht mehr als Motor. Damit folgt dann, dass der Motor die notwendigen Verluste zusätzlich kompensieren muss und deswegen noch weiter belastet wird.

Jedoch ist die Kenntnis der tatsächlichen Zustände im System keine Garantie dafür, dass die Regelung im asymmetrischen Betrieb auch tatsächlich das Geforderte zufriedenstellend erfüllt, da bedingt durch diese Asymmetrie es von Haus aus unmöglich ist, den Betrieb wieder in die Symmetrie zu bringen. Dies folgt daraus, dass man lediglich einen Umrichter hat, der nur eine Spannung liefern kann, welche jedoch nicht die ideale für die jeweiligen Maschinen ist. Die Information über die Einzelmaschinenzustände gibt jedoch die Hoffnung bzw. Möglichkeit, die Art der Regelung derart zu beeinflussen, um einen Kompromiss aus den tatsächlichen Zuständen und dem gewünschten finden zu können und weiters auch den tatsächlichen Auslastungszustand im Hinblick auf thermische Auslastung der Wicklungen beobachten zu können. Dies wird genauer im Kapitel 4 untersucht und anschließend im Kapitel 5 überprüft werden. Vorausgesetzt gibt es in der Literatur Lösungsansätze zu diesem Problem der Asymmetrie. Dies wäre die feldbildende Stromkomponente zu variieren. Dies wird ebenso in der Arbeit untersucht werden und weiters auch das Verhalten, welches der Umrichter aus von den Klemmen aus Abbildung 2.3 sieht.

Im Weiteren folgen nun die Auswirkungen der Fertigungstoleranzen der Parameter auf den Betrieb des Systems. Die Information dessen ist hilfreich, da eine Verstimmung des Systems in Bezug auf die perfekt symmetrische von Haus aus unerwünscht ist.

3.3 Ermittlung und Einfluss der Parameter

Die genauen Werte der Maschinenparameter sind für eine genaue und aussagekräftige Simulation bzw. Regelung des Systems am Rechner notwendig. Die für diese Arbeit verwendeten sind durch die folgenden Messmethoden bestimmt worden. Es werden hier nicht direkt alle in Tabelle 3.1 ersichtlichen Parameter erklärt, jedoch kann man aus Kenntnis folgender alle anderen aus den schon besprochenen mathematischen Zusammenhängen errechnen.

Der Statorwiderstand r_S kann aus einem Gleichspannungstest ermittelt werden. Dieser liefert dann den Wert des Wicklungswiderstandes der Phase und auch des Zuleitungswiderstandes. Man legt zwei unterschiedliche, aber stehende Spannungsraumzeiger an die Maschine an und misst die Ströme. Mit Gleichung (2.6) erfolgt dann durch subtrahieren beider Gleichungen folgender Ausdruck

$$r_S = \frac{\mathbf{u}_{S,1} - \mathbf{u}_{S,2}}{\mathbf{i}_{S,1} - \mathbf{i}_{S,2}} \quad , \quad (3.1)$$

welcher den Widerstand als Resultat liefert und worin die Indizes 1 bzw. 2 für die jeweiligen Versuche stehen. Dadurch ist auch ersichtlich, dass vorhandene nichtlineare Effekte eliminiert werden.

Zur Ermittlung der Statorinduktivität l_S befindet sich die Maschine im Leerlauf und ein Spannungsraumzeiger mit Nennfrequenz wird angelegt. Dadurch fließt der Strom genau durch den zu ermittelnden Parameter durch. Durch Gleichung (2.8) folgt die Statorinduktivität als folgender Ausdruck

$$\mathbf{u}_S - r_S \cdot \mathbf{i}_S = j \cdot \omega_{el} \cdot l_S \cdot \mathbf{i}_S \quad , \quad (3.2)$$

der in weiterer Folge die Ermittlung von l_S zulässt. Vorausgesetzt sei erwähnt, dass mit dieser Methode die im Kapitel 5 gezeigte Magnetisierungskennlinie ermittelt wurde.

Für die Ermittlung der Rotorinduktivität l_R wird zunächst der Streufaktor σ eingeführt, welcher laut Konvention im Allgemeinen eine Relation zwischen den Kopplungs- und Selbstinduktivitäten der Maschine darstellt. Dieser wird folgendermaßen definiert

$\sigma = 1 - \frac{l_H^2}{l_S \cdot (l_H + l_{\sigma 2})}$ und wird mit den in den Grundlagen getroffenen Vorbereitungen zu

$$\sigma = 1 - \frac{l_R}{l_S} \quad . \quad (3.3)$$

Die hier vorgestellte Methode zur Ermittlung dieses Wertes erfolgt über die Methode nach Dreyfus, welche in [8] nachzulesen ist. Die Maschine wird im Leerlauf betrieben und es wird eine verkettete Spannung sowie die Phasenspannung von der nicht in der verketteten Spannung verwendete Phase gemessen. Die Messwerte sind erst gültig, wenn die Zuleitung

dieser Phase geöffnet wird. Ohne genauer auf die Herleitung in dem wissenschaftlichen Artikel einzugehen gilt $\frac{u_{VW}}{\sqrt{3} \cdot u_U} = \frac{1+\sigma}{1-\sigma}$, wobei daraus

$$\sigma = \frac{u_{VW} - \sqrt{3} \cdot u_U}{u_{VW} + \sqrt{3} \cdot u_U} \quad (3.4)$$

errechnet werden kann. Der Index VW gibt die verkettete Spannung zwischen den beiden Phasen an. Zu bemerken sei hier, dass im Allgemeinen ein ideales Dreiphasensystem notwendig ist und jenes aus dem Umrichter erzeugte prinzipiell nicht zulässig ist aufgrund von Oberwelleneffekten, welche das Resultat verfälschen. Weiters muss dann lediglich Gleichung (3.3) auf l_R umgeformt werden.

Der letzte notwendige Parameter ist die Rotorzeitkonstante τ_R , welche im Leerlauf aufgenommen wird. Dabei wird ein Stromraumzeiger so vorgegeben, dass die Statorspannung in etwa Nennspannung ist. Dann wird dieser Stromraumzeiger durch eine Nullvorgabe schlagartig abgedreht und der Spannungsraumzeiger über der Zeit aufgenommen. Der Schnittpunkt von der Tangente vom Abschaltzeitpunkt bis zum Ordinatennullpunkt entspricht der Zeitkonstante.

Nach Erhalt all dieser und aus diesen errechneten Parameter ist noch der Einfluss interessant, wie diese den Betrieb beeinflussen, wenn diese von beiden Maschinen nicht gleich groß bzw. ident sind wie in Tabelle 3.1. Jeder Produzent ist gewissen Fertigungstoleranzen unterlegen und bestimmt darüber hinaus noch seine eigenen. Da dies firmeninterne Anliegen sind, gelangen diese Informationen selten in fremde Hände. Daher werden nun im Weiteren einige Parametervariationen angenommen, welche zutreffend realistisch bzw. größer oder kleiner sind als jene der Realität und damit beobachtet, wie der Betrieb aussehen wird. Es werden die Maschinenparameter r_S, r_R, l_R, l_σ und zz der jeweiligen Maschine ausgehend vom Mittelwert der gemessenen Maschinenparameter einzeln und separat variiert. Die Variation von zz ist so zu verstehen, dass jeweils eine Maschine mechanisch sich schneller dreht, als die andere.

Die Variation wird in der Simulation durchgeführt und stellt damit einen kleinen Vorgriff zum Kapitel 5 dar, in dem die Simulationsdetails beschrieben sind. Jedoch ist dies momentan als nicht störend anzusehen und die Simulationsumgebung kann im Moment als vorhanden angenommen werden. Die genaueren Spezifikationen folgen dann in dem Kapitel 5. Somit werden hier im Folgenden alle Parameter um $\pm 1\%$ variiert, bis auf zz , und über den Tiefdrehzahlbereich aufgetragen. Dieser wird hier den Bereich von -154.29 bis 154.29 min^{-1} betragen. Genauer zu diesem Bereich folgt im Kapitel 5. Der Parameter zz wird um $\pm 3\%$ variiert werden, was einer Toleranz des Durchmessers des Laufrades auf der Schiene gleichkommt. Da alles linear vom Rad bis zur Welle der Maschine ist, wirkt sich diese Toleranz direkt auf die Drehzahl der Welle aus.

Um nun nicht eine Fülle an Kurven zu betrachten, wird im Weiteren die Variation der Parameter nur im k-Faktor beurteilt sowie reicht es aus Symmetriegründen aus, nur die Erhöhung bzw. Verringerung um 1% bzw. 3% zu betrachten, da immer nur ein Parameter variiert wird und dadurch die Konstellationen sich wiederholen. Damit gilt beispielhaft für die Variation um 1% in einem festen Arbeitspunkt S_y

$|\mathbf{k}_{S_y}(x_{M1} \cdot 1.01, n_2)| = |\mathbf{k}_{S_y}(x_{M2} \cdot 0.99, n_2)|$ mit x als der jeweilige variierte Maschinenparameter. Genauso reicht die Variation der Parameter nur für eine Maschine aus, da dieselbe

Variation bei der anderen Maschine das invertierte bzw. um eins gespiegelte Resultat liefert, also gilt hierfür $|\mathbf{k}_{\mathbf{y}}(x_{M2} \cdot 1.01, n_2)| = \frac{1}{|\mathbf{k}_{\mathbf{y}}(x_{M1} \cdot 1.01, n_2)|}$. Diese Erkenntnis ist in Abbildung 3.2 zu sehen, wobei die gelbe Linie diese Gleichung bestätigt. Die Erklärung des Arbeitspunktes erfolgt im nächsten Absatz. Alle genannten Symmetrien wurden auch überprüft und damit werden nur die Erhöhungen um 1 % bzw. 3 % der Parameter von M1 betrachtet. Im Kapitel 4.1 wird dieser Sachverhalt noch deutlicher. Dort wird die Entstehung des k-Faktors, also des Stromverhältnisses beider Maschinen, erläutert und dieser sollte im Idealfall gleich eins sein. Weiteres hierzu im Kapitel 4.

Die Beurteilung der Parametervariationen sind in gewissen Arbeitspunkten von Interesse und diese müssen auch bei Veränderung der mechanischen Drehzahl in diesem verharren. Dies kann man von außen mittels des Schlupfs vorgeben und damit ist dieser ein Eingang des Systems für diese Betrachtung. Daher wird ausgehend vom Nennschlupf $S_N = 25 \text{ min}^{-1}$ der Maschine dieser als obere Schranke und der negative Nennschlupf als untere Schranke benutzt. Die Zwischenpunkte $\pm \frac{S_N}{2}$ und 0 werden ebenso betrachtet, da dies übliche Teillastbereiche der Maschinen darstellen. Weiters ist für diese Betrachtung der Sollstromraumzeiger noch der weitere Eingang, dessen Amplitude auf doppelten Bezugsstrom gewählt wird. Nach der groben Erklärung und Festlegung der Rahmenbedingungen der Simulation folgt nun in der nächsten Abbildung das Resultat aller Parametervariationen bis auf zz im Arbeitspunkt $S = 25 \text{ min}^{-1}$.

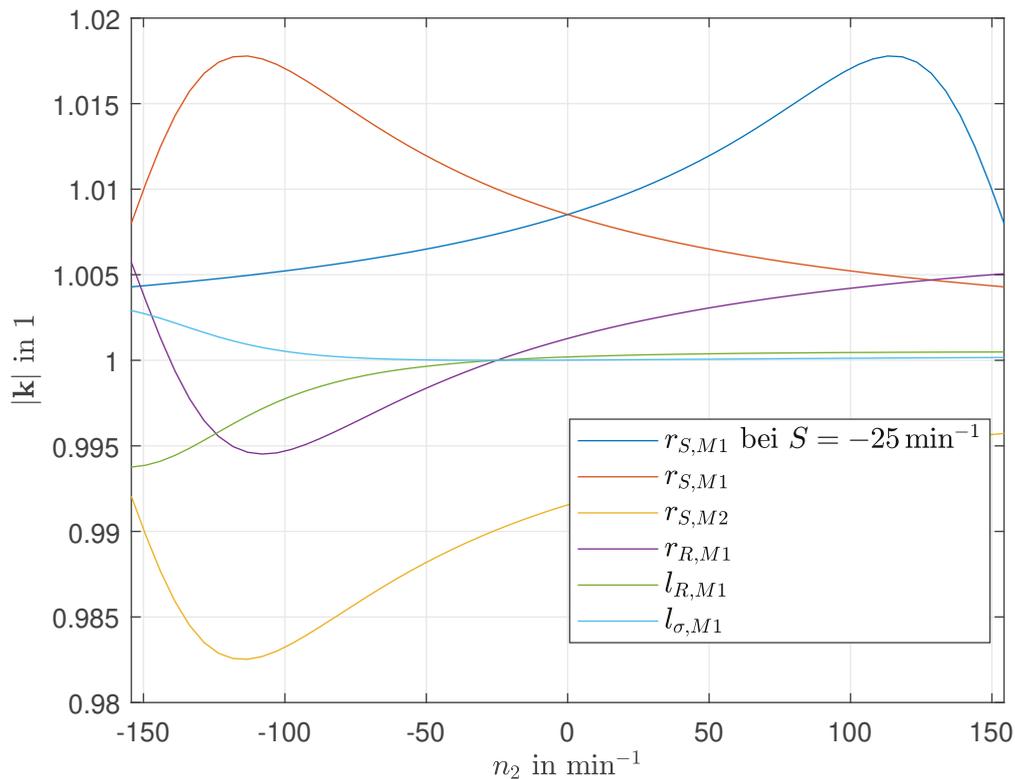


Abbildung 3.2: Variationsresultate der um 1 % erhöhten Maschinenparameter im Arbeitspunkt $S = 25 \text{ min}^{-1}$ sowie auch jener, die die Symmetrie unterstreichen.

Jede Kurve stellt das Ergebnis der Variation des in der Legende zugehörigen Parameters dar, wenn dieser um 1 % erhöht wird. Die Schwankungsbreite des Ergebnisses ausgehend vom idealen Wert liegt in etwa im Bereich $\pm 1.2\%$, was in weiterer Folge keine allzu große Stromdifferenz zufolge hat. Weiters kann eine Symmetrie in den vorzeichenverkehrten Arbeitspunkten festgestellt werden, womit $|\mathbf{k}_{S_y}(x, n_2)| = |\mathbf{k}_{-S_y}(x, -n_2)|$ mit S_y als willkürlicher Arbeitspunkt gilt und in der Abbildung 3.2 farblich als blau zu erkennen ist. Es sei anzumerken, dass in den Abbildungen 3.2 bis 3.5 die verkürzte Bezeichnung $|\mathbf{k}|$ benutzt wurde. In der Abbildungsbeschreibung bzw. Legende ist der jeweilige Arbeitspunkt angeschrieben. Klar erkennbar ist, dass die Widerstände das System mehr verstimmen als die Induktivitätsparameter, wobei alle Parameter bis auf den Rotorwiderstand außerhalb des Tiefdrehzahlbereichs keinen maßgeblichen Einfluss auf das Verhalten haben.

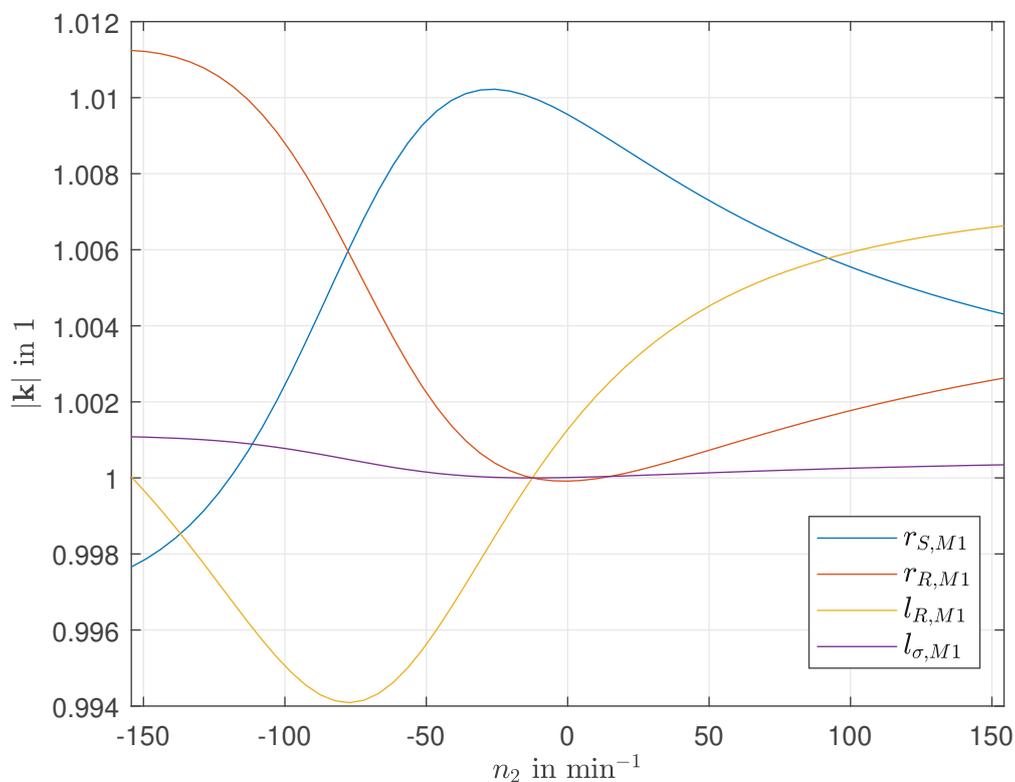


Abbildung 3.3: Variationsresultate der um 1 % erhöhten Maschinenparameter im Arbeitspunkt $S = 12.5 \text{ min}^{-1}$

Beim Arbeitspunktwechsel verhält sich der Aufbau in etwa gleich, wobei lediglich die Maximalwerte ausgehend vom Nennarbeitspunkt verkleinert sind. Ebenso ist gut ersichtlich, dass mit einer weiteren Reduzierung die Orte der Maximalwerte gegen die mechanische Drehzahl Null wandern, wo diese auch tatsächlich bei dem eingprägten Schlupf $S = 0$ zu liegen kommen. Diese Erkenntnisse sind in der Abbildung 3.3 und 3.4 schön erkennbar.

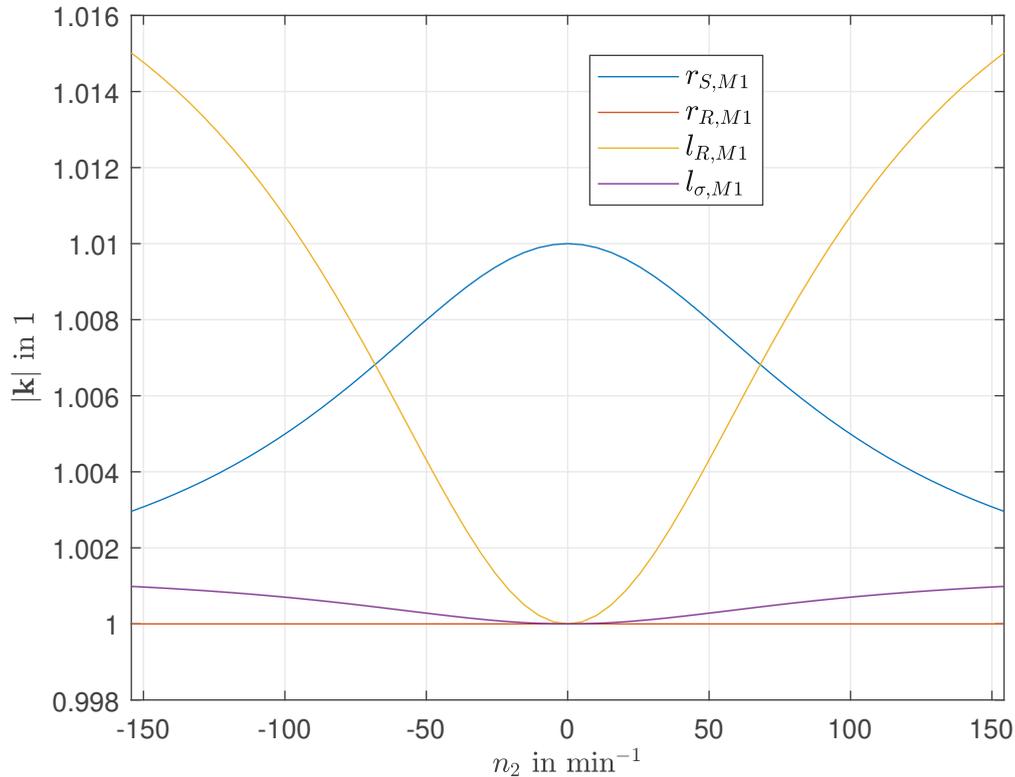


Abbildung 3.4: Variationsresultate der um 1 % erhöhten Maschinenparameter im Arbeitspunkt $S = 0 \text{ min}^{-1}$

Für die Ergebnisse der Variation des Parameters zz ist ebenso ersichtlich, dass nur im Arbeitspunkt $S = 0$ die Maschinen bzw. der Verlauf symmetrisch ist. Jedoch hier unannehmer sind die Auswirkungen der Verläufe an sich, da bei Betrachtung derer in Abbildung 3.5, man dann zunächst erkennt, dass die Verläufe in etwa einen linearen Verlauf haben, speziell in Richtung höheren Drehzahlen. Der Maximalwert für den Leerlaufarbeitspunkt $S = 0$ beträgt für den hier interessanten Arbeitsbereich in etwa 25 %. Dies entspricht bei Bezugsstrom der Maschine 1 für die Maschine 2 eine beachtliche Stromdifferenz, welche im Bezug zu den anderen Variationen einen merkbaren Unterschied darstellt. Darüber hinaus steigt dies hin bis zu einer Verstimmung um 32.5 % bzw. $|k| = 0.675$. Bemerkenswert ist auch weiter die Steigung des annähernd linearen Verlaufes im mechanisch positiven Drehzahlbereich im Arbeitspunkt $S_N = 12.5 \text{ min}^{-1}$, welche dort niedriger ist als im negativen. Es lässt sich durch die erhaltenen Ergebnisse der einzelnen Variationen eines Parameters gut erkennen, dass die Verläufe des k -Faktors bei einer Variation mehrerer Parameter gleichzeitig sich noch weiter distanzieren vom idealen Verlauf. Damit einher geht auch die Tatsache, dass eine der beiden Maschinen stärker belastet wird und es dadurch zu unterschiedlichen Betriebszuständen kommt. Weiters sind die zuvor genannten Symmetriebedingungen so nicht mehr gültig und die Verläufe müssen dann gezielt mit den vorhandenen Parametersätzen und dem jeweiligen Arbeitspunkt ermittelt werden. Damit

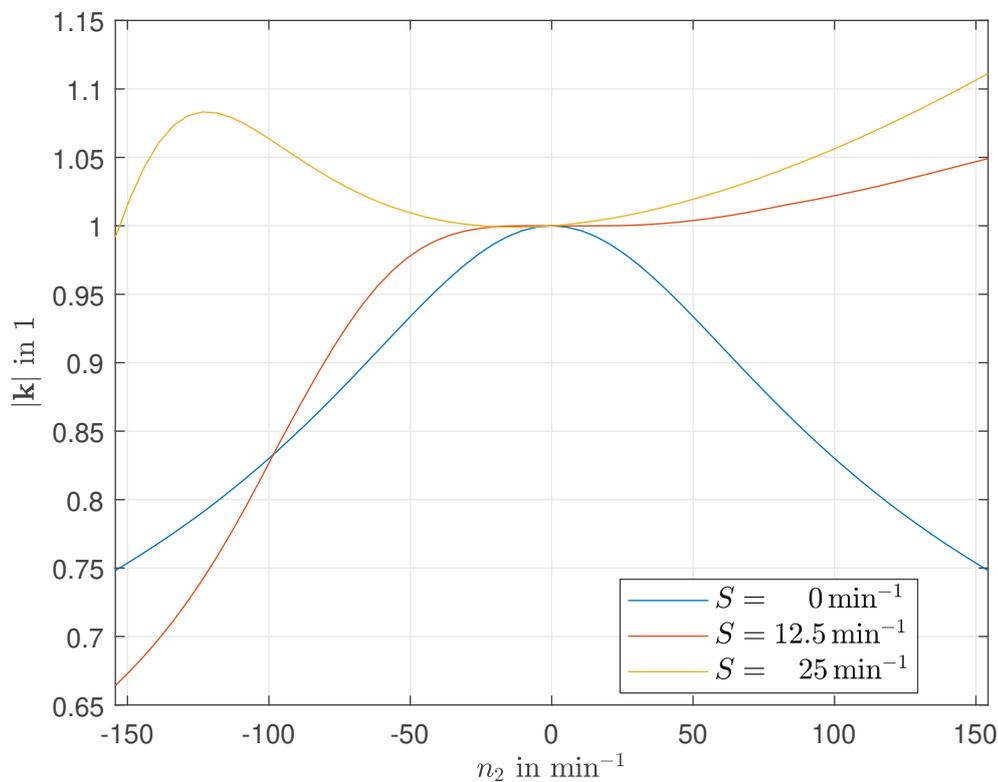


Abbildung 3.5: Resultate der verschiedenen Arbeitspunkte bei einer erhöhten Drehzahl der Maschine 1 um 3%

wäre die Frage geklärt, ob und welche Variationen bezüglich der Fertigung hinnehmbar sind und welche im Auge behalten werden müssen für den Betrieb zweier gekoppelter Maschinen. Weiters wird man bedingt durch die realen Maschinenparameter in den folgenden Simulationen sowie Messungen einen Verlauf der k-Faktoren ungleich eins erwarten.

Nach diesem simulativen Abschluss folgen nun im nächsten Kapitel die erweiterten theoretischen Überlegungen hierzu und auch zu den möglichen Regelungskonzepten.

4 Theoretische Überlegungen zum Prüfstand

Die spezielle Konstellation der Zwei-Maschinen-Anordnung besitzt, wie bereits gesehen, in der Realität eine Vielzahl an Eigenschaften und Verstrickungen, die von der Regelung unter Kontrolle gehalten werden müssen. Damit verbunden sind die Stabilität und die Erfüllung der Regelungsziele mit einer ausgewählten Art der Regelung, womit sich das vorliegende Kapitel auseinandersetzen wird. Zuvor wird noch die Eigenschaft des k -Faktors genauer beleuchtet werden. Nebenbei erwähnt ist es ernüchternd zu wissen, dass der Regelung Grenzen gesetzt sind, welche durch die Konfiguration implizit vorhanden sind und es keine Möglichkeit gibt, den idealen, symmetrischen Zustand zu erreichen.

4.1 Herleitung und Bedeutung des k -Faktors

Ausgehend vom Betrieb beider Maschinen kann man ein Konstrukt einführen, welches einen kleinen Einblick in die Art der Verstimmung angeben kann. Im Allgemeinen wird der nachfolgend erklärte Parameter nicht der einzige sein, der allein die Asymmetrie beschreiben kann. Dazu sind die weiteren Kenntnisse der vorliegenden Eigenschaften wie Drehzahl und Schlupf beispielsweise notwendig. Jedoch mit diesem kann man prinzipiell schnell eine Asymmetrie identifizieren und ein ungefähres Gespür erhalten, wie die Maschinen momentan betriebsmäßig laufen.

Jede der beiden Maschinen führt im eingeschalteten Zustand einen Strom \mathbf{i}_S . Durch die komponentenweise Betrachtung im rotorflussfesten Koordinatensystem ist damit der Flusszustand des Rotors und das innen in der Maschine produzierte Drehmoment auslesbar. Damit beinhaltet der Stromraumzeiger essentielle Eigenschaften, wobei diese auch analytisch ausdrückbar sind. Dies kann erreicht werden, indem man zunächst durch Einsetzen der Gleichungen (2.12) und (2.13) in die Gleichungen (2.8) und (2.9), welche nun im elektrischen bzw. rotorflussfesten Koordinatensystem und als zeitlich stationär angeschrieben werden, die Flüsse eliminiert und anschließend den Rotorstrom von der resultierenden Rotorspannungsgleichung ausdrückt, welcher dann in die Statorspannungsgleichung eingesetzt wird. Nach Durchführung dieser Schritte erhält man das Resultat

$$\mathbf{i}_S = \mathbf{u}_S \cdot \frac{r_R + j \cdot \omega_{Schlupf} \cdot l_R}{r_S \cdot r_R - \omega_{Schlupf} \cdot \omega_{el} \cdot l_R \cdot l_\sigma + j \cdot (\omega_{el} \cdot l_S \cdot r_R + \omega_{Schlupf} \cdot l_R \cdot r_S)} \quad , \quad (4.1)$$

und damit den Stromraumzeiger einer Asynchronmaschine als analytischen Ausdruck, welcher von einer Vielzahl an Parametern abhängig ist und ebenso diese nichtlinear sich auf diesen auswirken. Weiters kann aus dieser Gleichung bei festem \mathbf{u}_S und ω_{el} die Stromortskurve konstruiert werden, sofern man den Parameter $\omega_{Schlupf}$ variiert. Das stationäre Ersatzschaltbild kann ebenso aus dieser Gleichung erstellt werden.

Überträgt man den nun erhaltenen Ausdruck in diese Zwei-Maschinen-Anordnung, dann

versieht man die Gleichung (4.1) mit den jeweiligen Maschinenbezeichnungen und das entspricht den Strömen der Maschinen. Wie bisher erwähnt, sollten diese beiden Raumzeiger gleich groß sein, damit ein symmetrischer Betrieb vorliegt. Das Verhältnis dieser beiden sollte idealerweise gleich eins sein und dadurch folgt nun die Beziehung beider Maschinen folgendermaßen definiert als $\mathbf{k} = \frac{\mathbf{i}_{S,M2}}{\mathbf{i}_{S,M1}}$, wobei genauer der Ausdruck

$$\mathbf{k} = \frac{\frac{r_{R,M2} + j \cdot \omega_{Schlupf,M2} \cdot l_{R,M2}}{r_{S,M2} \cdot r_{R,M2} - \omega_{Schlupf,M2} \cdot \omega_{el} \cdot l_{R,M2} \cdot l_{\sigma,M2} + j \cdot (\omega_{el} \cdot l_{S,M2} \cdot r_{R,M2} + \omega_{Schlupf,M2} \cdot l_{R,M2} \cdot r_{S,M2})}}{\frac{r_{R,M1} + j \cdot \omega_{Schlupf,M1} \cdot l_{R,M1}}{r_{S,M1} \cdot r_{R,M1} - \omega_{Schlupf,M1} \cdot \omega_{el} \cdot l_{R,M1} \cdot l_{\sigma,M1} + j \cdot (\omega_{el} \cdot l_{S,M1} \cdot r_{R,M1} + \omega_{Schlupf,M1} \cdot l_{R,M1} \cdot r_{S,M1})}} \quad (4.2)$$

entsteht, welcher als der k-Faktor bezeichnet wird. Die Komplexität dieses Formel ausdrucks konnte bisher in den gezeigten Simulationsergebnissen teilweise gesehen werden, wo lediglich einer dieser Parameter variiert wurde und über $n_2 = \omega_{M2} \cdot \Omega_{mech,Bezug}$ aufgetragen worden ist. Klar erkennbar hier ist auch, dass nur eine elektrische Frequenz existiert, welche bedingt durch den Aufbau gegeben ist. Zu beachten sei hier, dass Gleichung (4.2) eine komplexe Zahl darstellt und daher diese aus einem Betrag und einem Winkel besteht. Die in den Simulationsergebnissen dargestellten Resultate zeigen den Betrag dessen auf, welche man folgendermaßen erhält

$$|\mathbf{k}| = \frac{|\mathbf{i}_{S,M2}|}{|\mathbf{i}_{S,M1}|} = \frac{\sqrt{i_{S,\alpha,M2}^2 + i_{S,\beta,M2}^2}}{\sqrt{i_{S,\alpha,M1}^2 + i_{S,\beta,M1}^2}}, \quad (4.3)$$

wobei hier exemplarisch die Stromraumzeiger im statorfesten Koordinatensystem angenommen sind. Die physikalische Interpretation ist in diesem Zusammenhang nicht sinnvoll, da sie eher mehr als Verhältnis der Maschinenströme angesehen wird. Diesem Parameter kann man jedoch auch weitere Aufgaben zuteilen, an welchen hier am Institut geforscht wurde. Man arbeitete daran, aus der reduzierten Anzahl an Stromsensoren und Ausnutzen des k-Faktors die Momentanströme in den Maschinen messtechnisch zu ermitteln [9].

Damit wurde der bisher oftmals benutzte Begriff definiert und nun folgt im Weiteren die Möglichkeiten, die betriebliche Asymmetrie des Aufbaus regelungstechnisch zu beeinflussen.

4.2 Regelungsstrategien gegen den asymmetrischen Betrieb

Wie bereits mehrfach erwähnt sind die Eingriffsmöglichkeiten in diesem Systemaufbau beschränkt auf die Art der Regelung und die Wahl der Sollwertkomponenten. Die Regelungsart kann, wie im Kapitel 2.4 gezeigt, die feldorientierte Regelung sein, wobei man die Summe der notwendigen Zustände bzw. den Mittelwert der Drehzahl heranzieht. Zu erwähnen sei noch, dass diese Variante der Gesamtmaschine hier als vorletzte genauer beleuchtet wird und in der Literatur statt der Summe der Mittelwert gebildet wird für die feldorientierte Regelung. Beide Möglichkeiten sind vom Aufwand und von der Idee her gleich, nur ändern sich die Stromsollwertvorgaben, da bei der einen ein Gesamtmaschinenwunschverhalten und bei der anderen Variante das Verhalten von einer Maschine vorgegeben wird. Nun werden im Weiteren, ausgehend von der summenfeldorientierten

Regelung, neue Ansätze erklärt und im nächsten Kapitel auch ausprobiert. Das regelungstechnische Schaltbild der summenfeldorientierten Regelung mit den Einzelstrommodellen ist in der Abbildung 4.1 ersichtlich und beinhaltet hier der Einfachheit halber den Zahnriemen, das Getriebe und die Lastmaschine nicht. Dennoch wird über diese für den Betrieb von außen eine Drehzahl eingepreßt. Die dick gezeichneten Linien stellen Raumzeiger dar. Darüber hinaus wurden in den Maschinenzuleitungen die vorhandenen Stromsensoren ergänzt, da diese notwendig sind, um Stromraumzeiger zu konstruieren. Für den Drehgeber wurde kein zusätzliches Symbol verwendet, jedoch deutet die Bezeichnung γ_{M_i} und ω_{M_i} mit $i = \{1, 2\}$ an, dass hier diese Signale gemessen werden. Durch diese sensorteknisch betrachtete aufwendige Variante ist es möglich, über alle Zustände der Maschinen informiert zu sein. Der Block $\gamma_{\psi_{R,gesamt}}$ greift von der Eingangsgröße lediglich den Winkel ab und stellt diesen den Koordinatentransformationsblöcken zur Verfügung, um eine Beschreibung in einem anderen Koordinatensystem zu ermöglichen. Die Stellgröße wird durch ein PI-Glied gebildet und ist in diesem Aufbau die Statorspannung \mathbf{u}_S , welche vom Umrichter erzeugt werden muss. Hier nicht eingezeichnet, jedoch erwähnenswert ist, dass dieser nicht die Spannung als Eingang benötigt, sondern die dafür notwendigen Steuersignale für die Transistoren oder IGBT's. Noch zu erwähnen sei hier, dass die im Folgenden vorgestellten Strategien darauf abzielen, die Berechnung des Gesamtrotorflussraumzeigers zu beeinflussen bzw. die damit verbundene Winkelposition.

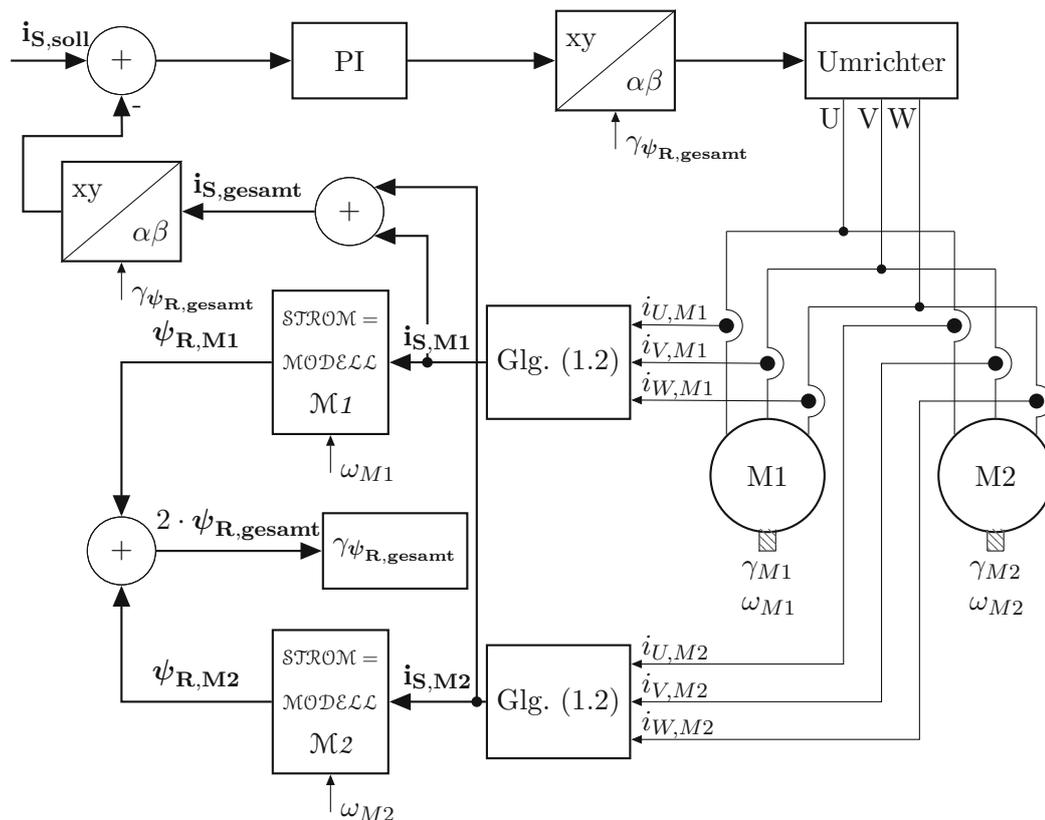


Abbildung 4.1: Feldorientierte Regulationsstruktur des Zwei-Maschinen-Aufbaus

Neben der eigentlichen summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenzustände liegt die erste Überlegung diesem gerade erklärten sehr nahe, da lediglich bei der Summenbildung für den Gesamttrotorflussraumzeiger nicht die tatsächliche Vektorsumme errechnet wird, sondern jener Vektor errechnet wird, als wären beide Rotorflüsse gleichen Betrages. Da sowieso nur die Winkelstellung des Ergebnisses relevant ist, ist dies als Regelungsansatz prinzipiell erlaubt. Diese Variante wird auch die Winkelsymmetrale genannt werden, da der resultierende Vektor genau in der Mitte der beiden Rotorflüsse zu liegen kommt, hingegen bei der Errechnung der Vektorsumme dies im Allgemeinen nicht der Fall ist. Man kann auch hier von einer gezielten Falschinformation sprechen, die dem System gegeben wird bzw. in anderen Worten, die Höhe des Magnetisierungszustandes der Maschinen bleibt unberücksichtigt.

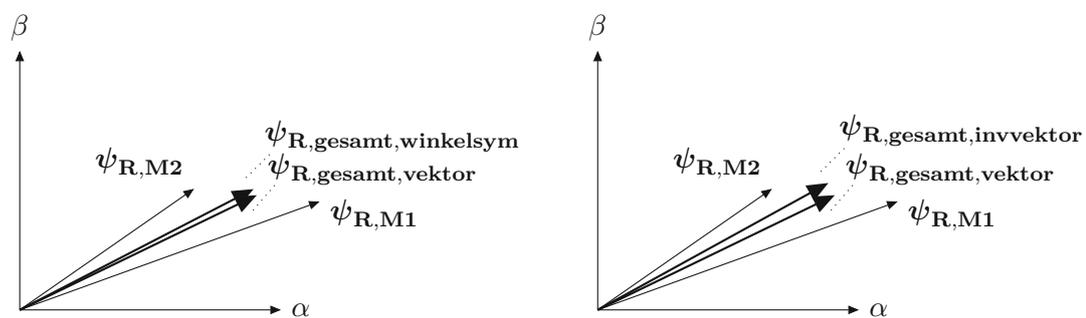


Abbildung 4.2: Verschiedene Ansätze der Errechnung des künstlichen Gesamttrotorflusses bezogen auf die mathematisch korrekte Vektorsumme

Eine weitere und die der eben vorgestellten Variante ebenso sehr nahen Strategie ist es, die Errechnung der Vektorsumme mit vertauschten Beträge durchzuführen. Damit tauschen die Maschinen ihre Magnetisierungszustände aus und das Resultat ist ein Vektor, der hin zur eigentlich weniger magnetisierten Maschine zieht. Diese Variante wird als inverse Vektorsumme bezeichnet werden. Die Variante Winkelsymmetrale und die gerade erklärte sind in der Abbildung 4.2 eindeutig mit den resultierenden Gesamttrotorflüssen ersichtlich und zeigen auch qualitativ die Änderung bezüglich der bekannten Vektorsumme. Die Namensgebung der resultierenden Vektoren geben Auskunft über die jeweilige Variante.

Im Hinblick auf die Vortäuschung falscher Zustände sind die nachfolgend erläuterten Varianten an oberer Spitze. Die einfachsten beiden Versuche sind die Regelung auf einen Rotorfluss, wobei jener der anderen Maschine vollkommen unberücksichtigt bleibt. Zwei weitere Möglichkeiten sind ebenso unkompliziert, jedoch könnte hier der Flusswinkel variieren. Man kann die Wahl auf den Flussbetragsgrößen oder Flussbetragskleinsten zum Regeln auswählen. Damit ist gemeint, dass die Beträge beider Rotorflüsse betrachtet werden und jenachdem welche Variante versucht wird, jener Winkel des Rotorflusses für die Regelung herangezogen wird.

Eine etwas erweiterte und in der Literatur [10],[11] ähnlich vorkommende Struktur wird die nachfolgende sein. Diese ist ausgehend von der summenfeldorientierten Regelung betrachtet eine Verallgemeinerung dessen, da hier nun die Überlegung ist, nicht unbedingt

die direkte Summe beider heranzuziehen für die Errechnung des Gesamttrotorflusses, sondern durch einen Parameter diesen Vorgang etwas zu flexibilisieren. Dies erfolgt ausgehend von der Berechnung des Summenflussraumzeigers $\psi_{\mathbf{R},\text{gesamt}} = \frac{\psi_{\mathbf{R},\text{M1}} + \psi_{\mathbf{R},\text{M2}}}{2}$, in dem man nun den Parameter k_ψ einführt und die Gleichung zu

$$\psi_{\mathbf{R},\text{gesamt}} = (1 - k_\psi) \cdot \psi_{\mathbf{R},\text{M1}} + k_\psi \cdot \psi_{\mathbf{R},\text{M2}} \quad (4.4)$$

überführt, wobei k_ψ im Bereich von $[0, 1]$ zulässig ist. Damit hat man einen zusätzlichen Aufwand in der jeweiligen Festlegung der Höhe dieses Wertes, jedoch kann man die Vorgabe von dem Rotorflusswinkel gezielt verändert vorgeben. Ebenso kann mit den Grenzen von k_ψ , also 0 und 1, die vorher genannte einfache Ein-Maschinen-Regelung erreicht werden. Diese nun gezeigte Erweiterung lässt sich ebenso auf die Gesamtstromerrechnung überführen, in dem man einen weiteren Parameter einführt und damit die Ermittlung dessen ebenso verallgemeinert. Damit lässt sich mit der Einführung von k_i die verallgemeinerte Summenstromberechnung folgendermaßen anschreiben

$$\mathbf{i}_{\mathbf{S},\text{gesamt}} = 2 \cdot ((1 - k_i) \cdot \mathbf{i}_{\mathbf{S},\text{M1}} + k_i \cdot \mathbf{i}_{\mathbf{S},\text{M2}}) \quad , \quad (4.5)$$

wobei hier k_i ebenso den Bereich $[0, 1]$ durchstreichen darf. Dadurch ist ein weiterer Freiheitsgrad erzeugt worden, mit dem man Einfluss auf das Systemverhalten nehmen kann. Mit den beiden Gleichungen (4.4) und (4.5) hat man ein Konstrukt und gleichzeitig einen Spielraum erzeugt, in dem man in gewissermaßen versuchen kann, die Asymmetrie zu minimieren. Im Falle von $k_\psi = k_i = 0.5$ entspricht dies der summenfeldorientierten Regelung wie in Abbildung 4.1 ersichtlich.

Oftmals wurde bisher die Perspektive vom Umrichter aus gesehen betrachtet und die entsprechenden Parameter bestimmt, die für ihn aus wirksam sind. Damit kann man auch zur Gegenüberstellung den geschlossenen Regelkreis des summenfeldorientierten Reglers dieser Variante aufzeichnen, welcher ein Strommodell der Gesamtmaschine in sich trägt. Die nachfolgende Abbildung zeigt dies nochmals schematisch veranschaulicht und zur Abgrenzung zur summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenvariante werden die Gesamtgrößen mit einem Apostroph versehen, um weiterhin eindeutig in der Beschreibung zu bleiben. Die Gleichung (2.24) repräsentiert genau diese Anordnung, wobei die Zustände mit den Apostrophen zu versehen sind. Der Nachteil dieser Art der Regelung ist, dass man nie über die tatsächlichen Zustände der Maschinen Auskunft hat und damit der Gefahr zuläuft, zu denken der momentane Betrieb sei in Ordnung, obwohl beispielsweise eine Maschine deutlich größere Ströme führt. Dem gegenüber stehen selbstverständlich die geringeren Kosten für die Sensorik und der verminderte Rechenaufwand und die damit verbundene notwendige Rechenleistung. Ergänzend zur Abbildung 4.3 sei noch erwähnt, dass aufgrund der Verschaltung der Wicklungen prinzipiell nur zwei Stromsensoren notwendig sind, jedoch hier der Vollständigkeit halber auch der dritte eingezeichnet wurde.

5 Simulation des Prüfstandes

Um die bisherigen theoretischen Konzepte bzw. Ansätze zu überprüfen, gibt es neben der realen Implementierung am Echtzeitrechner des Prüfstandes auch die Möglichkeit, diese simulativ zu testen. Um qualitativ aussagekräftige Ergebnisse zu erhalten, sind nicht nur die exakte Kenntnis der Maschinenparameter vom Vorteil, sondern ebenso sollte die Entwicklungsumgebung für die Simulation richtig eingestellt sein. Bei sehr guter Übereinstimmung können sogar die Ergebnisse der Simulation ebenso auch als Prädiktion des Verhaltens benutzt werden, um damit einerseits zusätzlichen Aufwand und andererseits Zeit zu sparen. Im Nachfolgenden werden die getroffenen Einstellungen der Simulationsumgebung, der Aufbau des Simulationsmodells und auch die Simulationsergebnisse aufgezeigt werden.

5.1 Aufbau und Einstellung der Simulationsumgebung

Die gesamten in dieser Arbeit getätigten Simulationen werden in MATLAB/SIMULINK durchgeführt werden. Auf die Aufzählung der Möglichkeiten des Programmes wird hier verzichtet, da dies breit gefächert und nicht Ziel der Arbeit ist. In Kombination aus MATLAB-Skripten und dem Modellaufbau in Simulink ist es sehr effizient möglich, alle möglichen Versuche durchzuführen. Auf die genaue Programmierung der Skripten wird ebenso hier verzichtet. In Abbildung 5.1 ist die programmtechnische Realisierung des Prüfstandes zu sehen. Zunächst bemerkbar ist, dass die örtliche Reihenfolge der Maschinen vertauscht ist, um einen logischen Fluss der Eingabegrößen gewährleisten zu können, also von links nach rechts. Die Simulationen werden wie in der Realität aufgebaut sein, sprich die Lastmaschine stellt eine Drehzahl in die Maschine 2 über das Getriebe ein und die Regelungen werden dann auf diese Drehzahlen überprüft. Damit sind für die Maschine 2 die Eingänge des Systems immer die mechanische Drehzahl und die Statorspannung. Aus Kenntnis derer und der Vorgabe der Startwerte der Rotorflüsse können aus dem Gleichungssatz (2.8), (2.9), (2.12), (2.13) alle Systemzustände berechnet werden, welche auch als Ausgang von jeder Maschine zu entnehmen sind und im statorfesten Koordinatensystem zu liegen kommen. Der Startwert des Rotorflusses ist notwendig, da man einen Integrator benötigt zum Lösen der Variablen. Die Maschinenmodelle sind allgemein implementiert und liefern alle Zustände zurück, ebenso auch den des Rotorflusses, welcher aber wie in dem vorgehenden Kapitel bereits erwähnt, für den weiteren Aufbau des Regelkreises aus einem anderen Modell entnommen wird. Ebenso wurde auch ein Ausschalter als Eingang des Maschinenmodells implementiert, um Abschaltversuche durchführen zu können. Das Modell der Maschine 1 ist ident mit dem gerade erklärten, nur erhält dieses seine Drehzahl über die Multiplikation des Faktors zz mit der eingepprägten Drehzahl 2. Dies stellt das Riemengetriebe dar und auf die Modellierung dessen sowie auch des Getriebes inklusive Lastmaschine wurde hier verzichtet. Weiters enthält das Modell, wie

auch aus dem Regelungsschaltbild aus Abbildung 4.1 erkennbar, zwei Strommodelle der Einzelmaschinen und jenes der Gesamtmaschine, wobei all diese Realisierungen ebenso im statorfesten Koordinatensystem durchgeführt worden sind. Nochmals sei erwähnt, dass dieses Strommodell der Gesamtmaschine eine Vereinfachung der Regelung des Zwei-Maschinen-Antriebes darstellt und in der Praxis Standard ist. Die genaueren Details hierzu folgen etwas später. Verknüpft werden die Flüsse und die Ströme sowie die Stromsollkomponenten, welche im rotorflussfesten Koordinatensystem vorgegeben werden, im Block Stromregler. Schematisch wurde hier in Abbildung 5.1 jenes der summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle verwendet. Bei der Variation der verschiedenen Möglichkeiten aus Kapitel 4 wird lediglich dieser Block ausgetauscht bzw. modifiziert. Darin enthalten ist der PI-Regler, dessen Ausgang auch der Ausgang des Blockes ist, nämlich die Statorspannung. Durch diesen wird auch der Regelkreis geschlossen, da wie bereits erwähnt, der Umrichter nicht modelliert wird. Abschließend ist auch noch die Phasenregelschleife sichtbar, welche die nötige Winkelstellung des Eingangs schätzt und daraus dann die elektrische Frequenz des Systems ermittelt. Hierzu folgen ebenso später genauere Informationen.

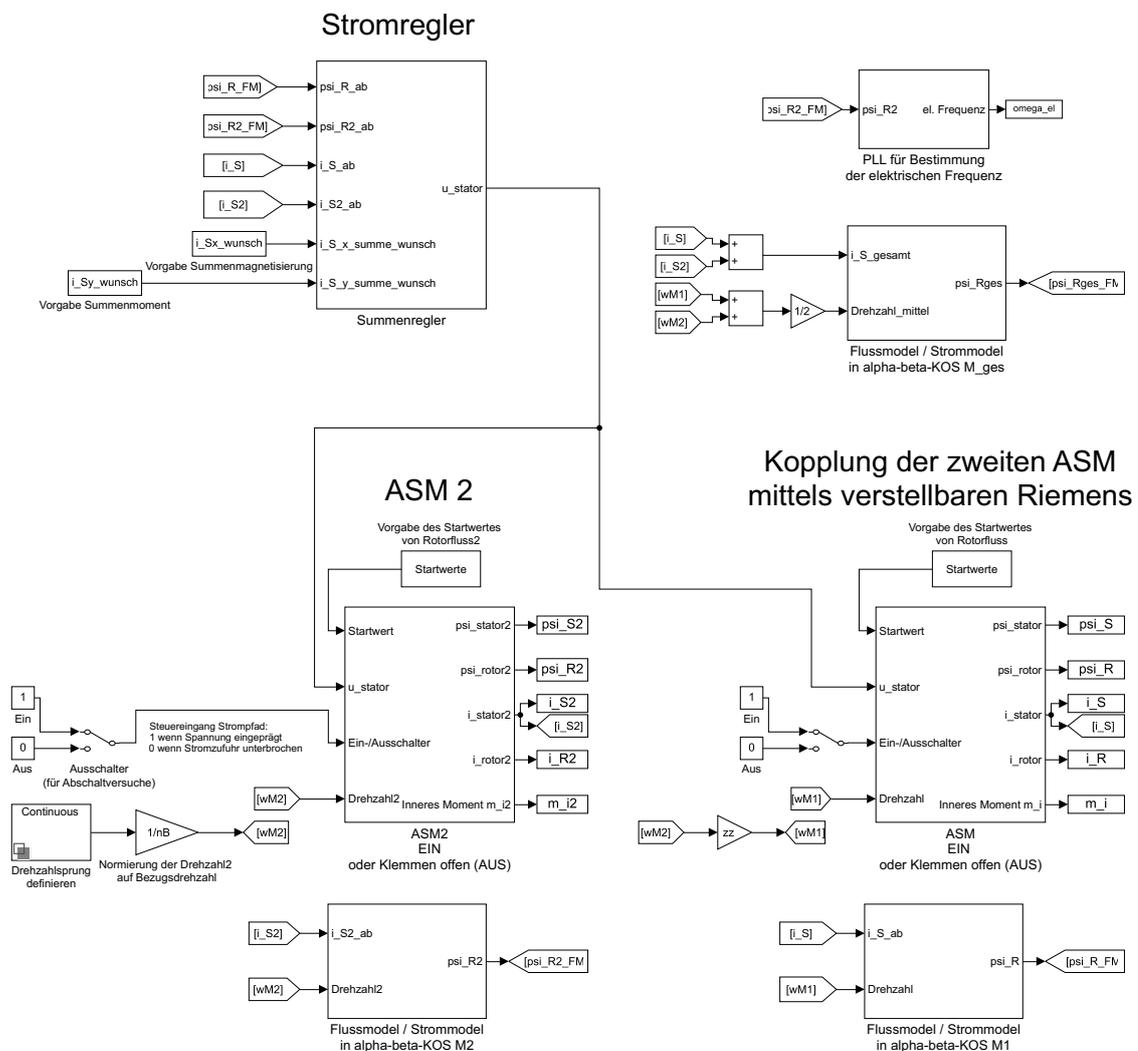


Abbildung 5.1: Modellaufbau in Simulink mit Riemen des Zwei-Maschinen-Antriebes

Weiter zu dem Aufbau sei noch erwähnenswert, dass dieser ein eigenes Modellworkspace hat, indem die Maschinenparameter zu liegen kommen. Für die Auswertung aller Ergebnisse dieser Arbeit werden die Rohdaten des Simulationsergebnisses in MATLAB-Skripten eingespielt und dort dann diverse weitere Rechnungen, Auswertungen bzw. die Ausgabe der Ergebnisse vorgenommen. Ebenso ist die gesamte Realisierung im kontinuierlichen Zeitbereich vorgenommen, welche im Weiteren die Modellgleichungen, den PI-Regler und den Integrierer, wobei dieser ein idealer, in der Realität nicht realisierbarer ist, betrifft. In dem Regelungsblock werden die Stromkomponenten einzeln geregelt, demnach gibt es zwei PI-Regler, welche die Statorspannungskomponenten liefern. Die Reglerparameter wurden derart eingestellt, dass sie die betreffenden Komponenten so schnell wie möglich zum Sollwert hinbringen. In der Simulation ist dieses Vorgehen selbstverständlich möglich, wobei in der Realität dies nicht ohneweiters so durchführbar ist. Am Prüfstand tatsächlich erfolgt die Realisierung im diskreten Zeitbereich, wobei hier die Abtastzeit eine wichtige Rolle spielt. Da es Ziel der Arbeit ist, die stationären Verhältnisse zu betrachten, passen die gewählten Reglerparameter optimal dazu. Als stationäre Verhältnisse versteht man, dass alle transienten Abläufe abgeschlossen sind. Zu beachten sei hier, dass dies nicht impliziert, dass die Zustände konstant sind, denn diese können auch harmonisch um einen Mittelwert variieren. In diesem Fall wird dann der Mittelwert als stationärer Zustand herangezogen, da dieser konstant ist.

Anhand dieser ausführlichen Beschreibung des Simulationssystems ist prinzipiell alles Notwendige erklärt worden, um konkrete Simulationen durchführen zu können. Im Interesse der Arbeit ist nur der Tiedrehzahlbereich der Maschinen, welcher im Allgemeinen bis 10 % der Nenndrehzahl der Maschinen gewählt wird. Die Nenndrehzahl der betrachteten Maschinen beträgt 2021 min^{-1} . Die Variation wird aber nicht bis ca. 200 min^{-1} durchgeführt, da die Lastmaschinenregelung für deren Drehzahl auf 1500 min^{-1} begrenzt ist und mit der Getriebeübersetzung dann der Wert $\frac{1500}{i_{\text{Getriebe}}} = 154.29 \text{ min}^{-1}$ entsteht. Damit erstreckt sich der interessante Drehzahlbereich von -154.29 bis 154.29 min^{-1} , welcher simulativ als auch in der Realität in $\frac{50}{i_{\text{Getriebe}}} = 5.14 \text{ min}^{-1}$ Schritten durchlaufen wird. Es folgt dadurch dann folgender iterativer Prozess von Anfang bis zum Ende des Bereichs:

- Anlegen der mechanischen Drehzahl an Maschine 2,
- Regeln des Iststroms auf den Sollstrom,
- Warten bis zum Ausklingen aller transienten Abläufe,
- Fortschreiten der mechanischen Drehzahl um einen Schritt und zurück zum ersten Punkt.

Abschließend sei noch vollständigkeithalber erwähnt, dass die Magnetisierungskennlinien der Maschinen aufgenommen worden sind. Beide sind ident und sind in der Abbildung 5.2 ersichtlich. Zu Beginn werden die Möglichkeiten der Simulation mit Magnetisierungskennlinie und mit linearem Materialverhalten durchgeführt und mit den realen Ergebnissen überprüft. Dadurch kann festgestellt werden, welche dieser beiden idealer den Zwei-Maschinen-Aufbau nachbildet. Zur Bestimmung der Magnetisierungskurve wurde das Verfahren von Kapitel 3 zur Bestimmung von l_S eingesetzt bei der elektrischen Frequenz $\omega_{el} = 0.293$ und nicht wie idealerweise bei der Nennfrequenz. Implizit vorgegeben über die

Messmethode reduzieren sich die interessanten Gleichungen im rotorflussfesten Koordinatensystem zu $\mathbf{u}_S = r_S \cdot \mathbf{i}_S + j \cdot \omega_{el} \cdot \boldsymbol{\psi}_S$ bzw. $\boldsymbol{\psi}_S = l_S \cdot \mathbf{i}_S$, da der Rotorstrom und der Schlupf Null sind. Da dies Vektoren sind, und die Messdaten Skalare darstellen, müssen nun diese beiden Gleichungen folglich umgeschrieben werden, damit mit ihnen gearbeitet werden kann

$$|\mathbf{u}_S| = |r_S \cdot \mathbf{i}_S + j \cdot \omega_{el} \cdot \boldsymbol{\psi}_S|, \quad |\boldsymbol{\psi}_S| = l_S \cdot |\mathbf{i}_S| \quad , \quad (5.1)$$

wobei unter Ausschreiben des Betragsausdruckes in der ersten Gleichung und unter Berücksichtigung von Gleichung (2.16), welche gleich Null ist, dann letztendlich der Ausdruck

$$|\boldsymbol{\psi}_S| = \frac{1}{\omega_{el}} \cdot \sqrt{|\mathbf{u}_S|^2 - r_S^2 \cdot |\mathbf{i}_S|^2} \quad (5.2)$$

für den Statorfluss entsteht. Durch Annahme konstanten Statorwiderstandes und Streuparameters folgt dann durch Subtraktion des Streuparameters mit dem Stromraumzeigerbetrag multiplizierten Wertes der Rotorfluss, wessen Betrag letztlich auch in der Abbildung 5.2 zu sehen ist. Angemerkt sei hier, dass für die genaue Bestimmung der Magnetisierungskennlinie die konstanten Parameter bestimmt werden müssen, also Korrektur von Temperaturabhängigkeiten und Nichtlinearitäten sollte durchgeführt werden [12], und ebenso sollte auch nicht wie hier die Spannung des Umrichters verwendet werden, da die damit erzeugte Spannung keinen idealen Sinusverlauf hat und in weiterer Folge für die Berechnung mehr als die Grundwelle miteinbezogen wird. Daher sollte man dafür ein ideales Dreiphasensystem verwenden. Aus dem Datenblatt der Maschinen geht ein um ca. 14 % erhöhter Rotorinduktivitätswert hervor. Dieser wird verwendet werden, wenn man von der Nennmagnetisierung spricht. Der konkrete Wert lautet $l_{R,Datenblatt} = 1.6047$, mit welchem man auch einfach durch die Gleichung (2.20) den dazu notwendigen Strom errechnen kann. Dies erfolgt durch stationäres Anschreiben und dem Wunsch, Bezugsrotorfluss zu haben und damit folgt dann $|\mathbf{i}_S| = i_{S,x} = \frac{1}{l_{R,Datenblatt}} = 0.6232$. In diesen Maschinen kann damit nicht genau Bezugsrotorfluss erreicht werden, da laut Magnetisierungskurve ca. $|\boldsymbol{\psi}_R| = \psi_{R,x} = 0.97$ nur gebildet werden können. Dies ist nah genug um zu sagen, dass Bezugsrotorfluss vorliegt. Die Wahl der Steigung der linearisierten Kennlinie ist genau durch den von diesem Strom erzeugten Fluss vorgegeben, wobei die Rotorinduktivität in diesem Punkt jene aus Tabelle 3.1 ist. Dies ist so zu rechtfertigen, dass der Zustand Leerlauf der Maschine ein durchaus gut magnetisierter Arbeitspunkt ist und hier auch fast Bezugsrotorfluss vorliegt.

Damit nun eine sinnvolle Aussage bezüglich der Vergleichbarkeit der zu verwendeten Kennlinien getroffen werden kann, muss man das tatsächliche Verhalten des Prüfstandes heranziehen und ausgehend davon beurteilen, welche Variante geringere Abweichungen ausweist. Die folgende Referenzmessung ist eine, worin die Rotorflüsse der Maschinen Bezugswerte haben sollen und das gewünschte Drehmoment jeweils mit Bezugsmoment vorgegeben ist. Ebenso werden die folgenden Ergebnisse nur im k-Faktor beurteilt werden wie im Kapitel 3 und diese Herangehensweise stellt wieder einen Vorgriff dar, da die Präsentation der getätigten Messungen im nachfolgenden Kapitel geplant ist. Jedoch für eine kompakte und sinnvolle Arbeit ist es notwendig, diese eine Referenzmessung hier schon zu erwähnen. Weiters sei für diesen Versuch auch noch anzumerken, dass der Riemen mit dem Verhältnis $z_z = 1$ und die Regelungsstruktur der summenfeldorientierten

Regelung der Einzelmaschinenmodelle verwendet worden ist.

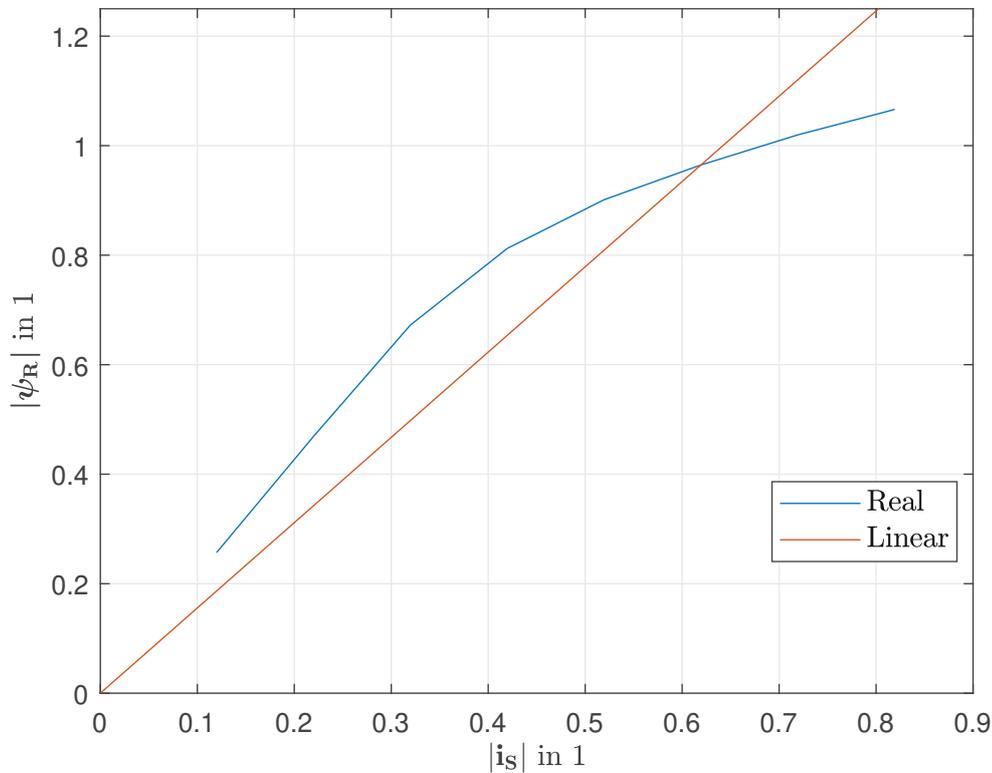


Abbildung 5.2: Aufgenommene Magnetisierungskennlinie in blau beider Maschinen im Leerlauf bei elektrischer Frequenz $\omega_{el} = 0.293$ sowie die lineare

Die Abbildung 5.3 zeigt die Resultate der Verläufe beider Simulationen und die der Messung am Prüfstand. Um einen sinnvollen Vergleich der simulierten Ergebnisse zu ermöglichen, wird die Differenz deren mit der Messung gebildet. Damit wird die Abweichung zur Realität dargestellt. Dies wird in der Mitte oben im Bild eingezeichnet und man erkennt, dass prinzipiell beide Varianten gut die Realität nachbilden, da die Abweichungen maximal nur einigen Prozenten entsprechen. Wie zu erwarten ist, weist die Simulation mit der realen Magnetisierungskennlinie kleinere Abweichungen auf. Die generellen Abweichungen sind möglicherweise auf einen ungenauen Parametersatz zurückzuführen aufgrund der Rahmenbedingungen und der nicht konstanten Temperatur während der Messung. Da die Abweichungen von der linearen Kennlinie in einem größeren Drehzahlbereich größer sind als jene der realen, wird im Verlauf der Arbeit mit der realen gearbeitet werden. Weiters erkennt man auch sehr gut, dass die Simulation sich gut mit der Realität deckt und damit ist dies auch eine Bestätigung dessen, dass die Simulation richtig eingestellt bzw. die Modellverifikation erfolgreich durchgeführt worden ist. Ergänzend zu den bisherigen Simulationsergebnissen von Abbildung 3.2 bis 3.5 sei erwähnt, dass diese mit der realen Magnetisierungskennlinie durchgeführt worden sind.

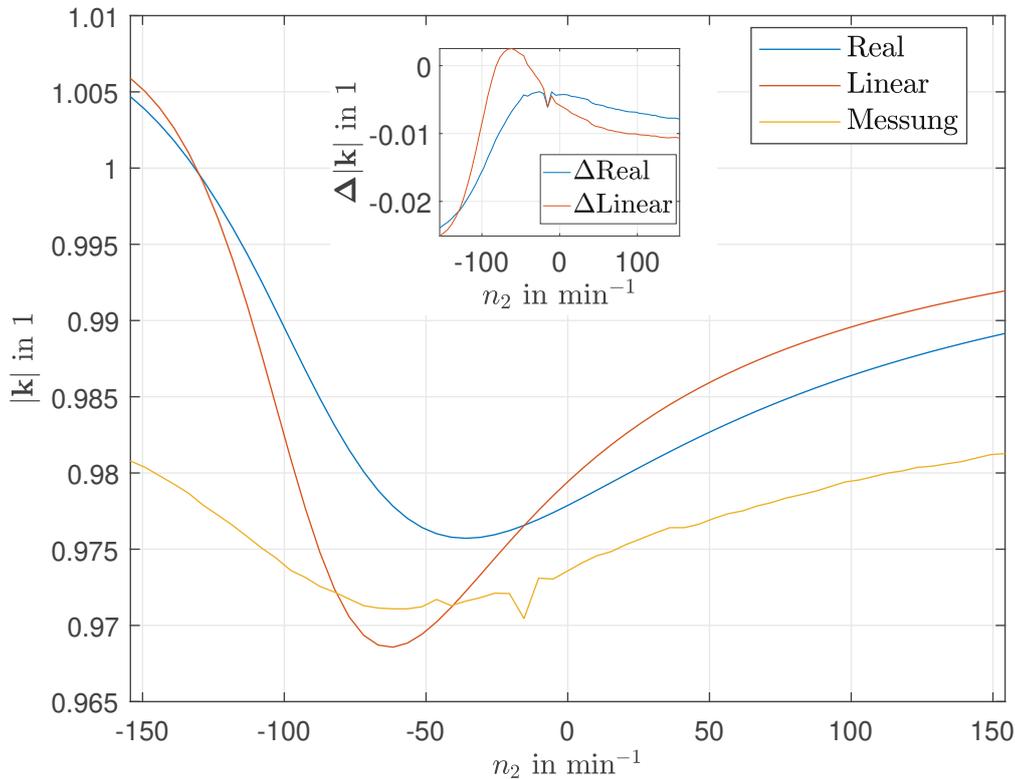


Abbildung 5.3: Absolute Verläufe der k-Faktoren und Differenzverläufe

$$\Delta|k| = |k_{\text{Messung}}| - |k_{\text{Real}}| \text{ bzw. } |k_{\text{Linear}}| \text{ bezüglich der Messung}$$

Damit sind nun alle nötigen Einstellungen getroffen worden, um die Regelungsarten aus dem letzten Kapitel zu überprüfen.

5.2 Resultate der Simulation

Es folgt nun eine Reihe von Versuchsergebnissen, welche alle hier in der Arbeit genannten Regelungsstrategien zur Verminderung des asymmetrischen Betriebs der Zwei-Maschinen-Konfiguration ausprobiert. Bevor diese jedoch besprochen werden, wird ein ebenso ungünstiger Fall kurz erläutert werden, der problematisch während dem Betrieb sein kann. Da die Regelung jeden möglichen Zustand einerseits stabil halten soll und andererseits unerwünschte Situationen bändigen sollte, muss auch im Weiteren der mechanische Leerlauffall einer der beiden Maschinen überprüft werden. Dieser kann in der Realität auftreten durch den kurzzeitigen Kontaktverlust von dem Laufrad zur Schiene. Dies ist selbstverständlich ein Extremfall in dieser Anordnung, aber nicht auszuschließen und muss daher auch untersucht werden. In der Realität wird am Prüfstand lediglich der Riemen ausgehängt und damit wird nur noch die Maschine 2 angetrieben, wobei in der Simulation ein neues Modell erstellt wurde. Dieses ist in Abbildung 5.4 zu sehen und bezüglich dem ersten Simulink-Modell hat lediglich die Maschine 1 eine Modifikation erhalten. Diese beinhaltet nun die

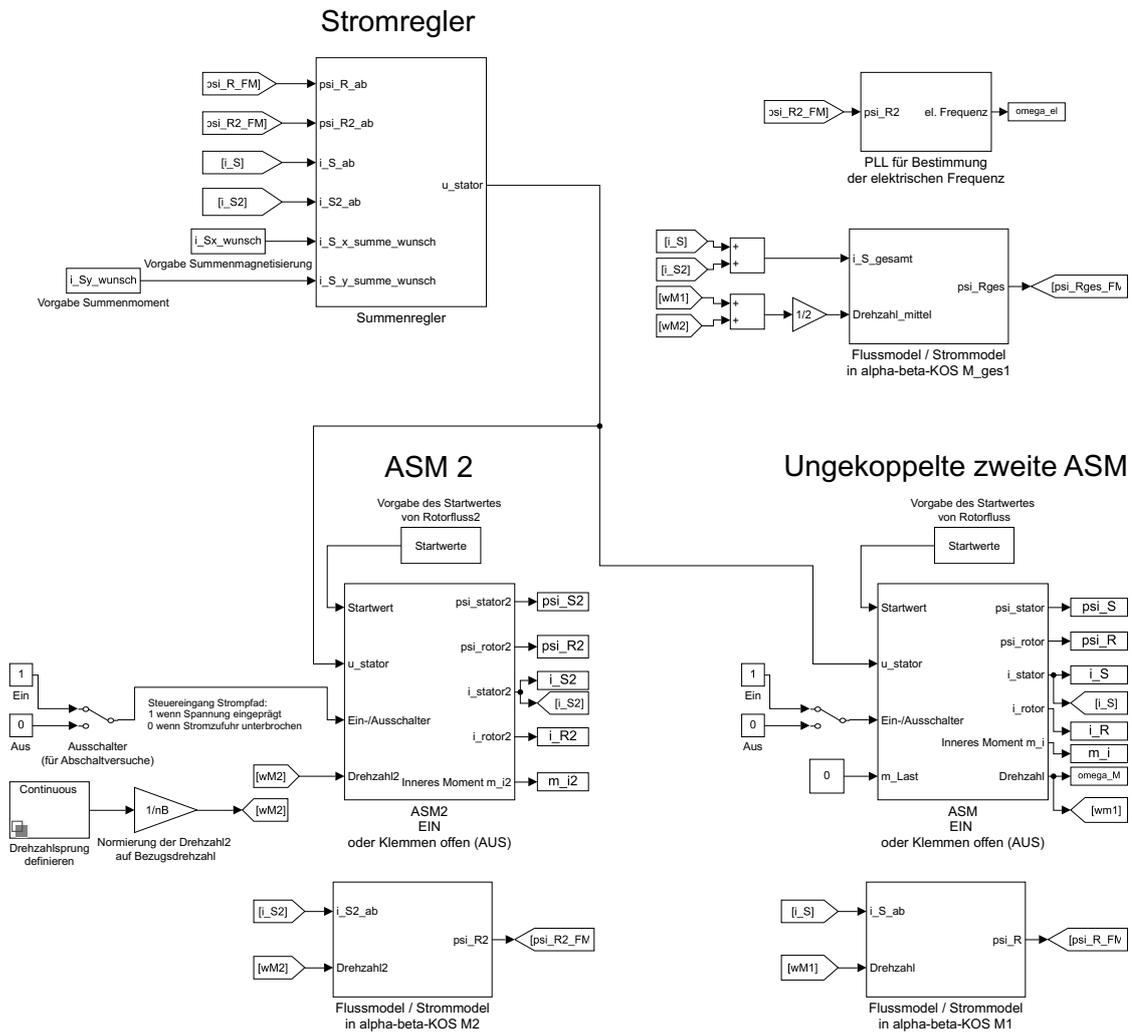


Abbildung 5.4: Modellaufbau in Simulink des Leerlaufes des Zwei-Maschinen-Antriebes

mechanische Gleichung (2.14), die im ersten Modell durch eine konstante Einprägung der mechanischen Drehzahl von außen systemtechnisch wegfällt, mit der mechanischen Zeitkonstante $\tau_m = 135$, welche aus dem Trägheitsmoment der Welle berechnet werden kann. Dies erfolgt über der allgemeinen Definition der notwendigen Zeit, welche der Rotor benötigt, um unter beispielsweise Nennmoment von Stillstand auf Nenndrehzahl zu gelangen. Damit folgt aus dem konstanten Moment und durch die konstante Beschleunigung folgender linearer Ausdruck der unnormierten Gleichung (2.14) $J \cdot \frac{\Omega_{mech,N} - 0}{T_{Anlauf}} = M_N$ mit J als das Trägheitsmoment und T_{Anlauf} als der dafür notwendigen mechanischen Anlaufzeit bzw. Hochlaufzeit. Das Trägheitsmoment kann weiters im Allgemeinen durch die Errechnung auf Basis der Geometrie des Rotors oder durch das Datenblatt des Herstellers ermittelt werden und beträgt hier $J = 0.43 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$, wobei diese die Riemenscheibe nicht berücksichtigt. Daher wurde großzügig das verwendete Trägheitsmoment um 70% erhöht, da die Scheiben ein nicht vernachlässigbares Gewicht haben. Ebenso kann die notwendige Hochlaufzeit

durch Messung erhalten werden, wobei dann nur noch die Normierung vorzunehmen ist. Die mechanische Gleichung kann also hier nicht vernachlässigt werden, denn durch diese stellt sich in der Maschine die Drehzahl ein, welche der elektrischen Frequenz durch die Polpaarzahl entspricht. Damit ist die mechanische Drehzahl dieser Maschine ein Ausgang des Systems. Der Eingang m_{Last} gewährleistet, dass die Maschine 1 immer in Leerlauf ist, wobei in der Realität die Reibung der Welle als Last vorhanden ist. Dies wird in dieser Modellierung vernachlässigt, da diese wenige Prozent ausmachen.

Um nun die folgenden Ergebnisse in Relation zu setzen, muss man einen Bezugspunkt wählen und abhängig davon urteilen, wie die neue bzw. aktuelle Regelungsvariante ausgehend davon das Systemverhalten beeinflusst. Am besten dazu geeignet ist jene aus Abbildung 4.3, in der die Regelung auf die Maschine, die der Umrichter sieht, regelt, welche auch in Abbildung 2.3 gezeigt wurde. Die Wahl der Parameter wird nicht auf die tatsächliche Impedanz fallen, da man eine Wahl oder a priori Wissen haben muss über die Streuung, sondern es wird aus den tatsächlichen Einzelmaschinenparameter der Mittelwert dieser gebildet und die gewünschten Parameter über Gleichung (2.19) errechnet. Diese Vorgehensweise ist der Standard in der Industrie, da sie die kostengünstigste ist und abhängig davon ist am sinnvollsten sichtbar, ob überhaupt die Information der Einzelmaschinenzustände bzw. der neuen Regelungsstrategie hilfreich ist. Jedoch vom Interesse ist das Verhalten einer Maschine hinsichtlich deren Auslastungszustand, also wird daher in den Resultaten nicht die Gesamtmaschine der Bezug sein, sondern die mittlere Maschine. Damit wird von dem Gesamtmaschinenverhalten das halbe Moment gebildet werden, wobei die mittlere Drehzahl der tatsächlichen mechanischen Drehzahlen ohnehin der Eingang dieses Gesamtmaschinenmodells ist. Da nur eine Spannung im System existiert, ist prinzipiell das erreichbare Flussniveau für aller Maschinen in etwa gleich. Damit gilt für die mittlere Maschine dasselbe wie für die Gesamtmaschine. Zuletzt sei noch erwähnt, dass die Darstellung aller Resultate über der mechanischen Drehzahl der Maschine 2 erfolgen wird, da dies eine konstante hinsichtlich eines beliebigen zz , Lastzustandes oder Regelungsstrategie ist. Damit ist also ein sinnvoller Vergleich aller Regelungen möglich. Im mechanischen Leerlauf wäre es auch ebenso denkbar, die Resultate über die elektrische Frequenz darzustellen, welche über die Phasenregelschleife gewonnen wird. Diese besteht aus einem Regelkreis, in dem der Imaginärteil des Rotorflusses im rotorflussfesten Koordinatensystem zu Null ausgeregelt wird. Dabei wurden auch in diesem verwendeten PI-Regler die Reglerparameter derart gewählt, dass dieser Prozess so schnell und präzise wie möglich abläuft. Der Regelkreis schließt sich durch das Rückkoppeln der geschätzten Winkelstellung und damit entspricht dieses Verfahren einem Schätzer, welcher die notwendige Winkelstellung und damit eine konstante Frequenz ermittelt. Aus anderen Zusammenhängen ist die Ermittlung der elektrischen Frequenz nicht sinnvoll, da ein Differenzierer notwendig ist und dieser bezüglich diesem Verfahren Unstetigkeitsstellen aufweist. Nur die Darstellung über der elektrischen Frequenz ist hinsichtlich Vergleichbarkeit der Regelungsvarianten nicht klug, da die elektrische Frequenz immer unterschiedlich ist und damit die Gemeinsamkeit verloren geht.

Damit sind alle notwendigen Vorbereitungen getroffen worden und nun folgen die Resultate der jeweiligen Regelungsstrategie gegliedert nach den mit dem Riemen eingestellten Zahnriemenzahlverhältnis. Diese werden $zz = \{1, 1.5, 0\}$ sein und entsprechen auch genau jenen, die am Prüfstand tatsächlich umsetzbar sind. Zu beachten sei hierbei noch im Fall $zz = 0$,

dass dies in Wahrheit keine Zähnezahle von einer Riemenscheibe mehr verdeutlicht, sondern viel mehr als symbolische Zuordnung für eine mechanische Konstellation sein soll. Dabei wird bei jedem eingestellten zz das Regelungsziel das Erreichen von einem geforderten Gesamtdrehmoment am Riemen unter Bezugsrotorfluss sein. Bei einem solchen Antrieb sollte das Gesamtdrehmoment idealerweise konstant bleiben und damit unbeeinflusst von externen oder internen Einflüssen. Zu den gewählten Bezugswerten sei vorab gesagt, dass der normierte Wert des Drehmomentes üblicherweise niemals den Wert eins erreichen wird. Dies liegt daran, dass neben den Verlusten im System der Bezugswert der Leistung die Gesamtscheinleistung ist und nicht die Gesamtwirkleistung. Der Unterschied dieser beiden ist der $\cos \varphi_N$, was die Nennphasenverschiebung zwischen den Strangspannungen und -strömen darstellt. Falls die Wahl doch auf die Gesamtwirkleistung fallen sollte, ist einerseits das bezogene Drehmoment etwas kleiner als erwartet aufgrund der Verluste des Systems und sind andererseits die bezogenen Verlustterme wie Stromwärme oder die nicht berücksichtigten Eisenverluste $\frac{\mathbf{u}_s \cdot \mathbf{u}_s}{r_{Fe}}$ mit r_{Fe} als Eisenverlustwiderstand in der gezeigten Form nicht mehr gültig sind. Diese müssten entsprechend angepasst werden. Dabei wird auch die zugeführte Leistung des Systems größer als eins sein, da diese noch die Blindleistung beinhaltet. Als kurzes Beispiel sei nun mit den in den vorherigen Kapiteln getroffenen Annahmen die Gesamtscheinleistung der Bezugswert der Leistung und damit folgt für den Betrieb mit Bezugsspannung und -strom die zugeführte, bezogene Leistung mit eins, welche in weiterer Folge bei Bezugsdrehzahl ein Drehmoment von $\cos \varphi_N - p_{Verluste,gesamt}$ zufolge hätte, wobei nun $p_{Verluste,gesamt}$ allgemein für die modellierten Verluste im System steht. Dieselben Annahmen nur mit der Gesamtwirkleistung als Bezugswert der Leistungen liefern einerseits für die zugeführte Leistung einen Wert von $\frac{1}{\cos \varphi_N}$ und für das Drehmoment folgt $1 - p_{Verluste,gesamt}$, wobei der letzte Term hier, wie bereits erwähnt, korrekt entsprechend der Bezugsleistung bezogen werden muss.

Um nicht eine Fülle an Ergebnissen zu haben, werden die Gesamtdrehmomentvorgaben auf kein und einfaches Bezugsdrehmoment beschränkt sein. Des Weiteren werden nur die besten und schlechtesten Ergebnisse der im Kapitel 4 vorgestellten Regelungsstrategien einer jeweiligen Konstellation, also bei einem bestimmten zz und Wunschgesamtdrehmoment, besprochen werden, da ansonsten man den Überblick verlieren kann. Am Ende dieses Kapitels wird entsprechend zusammenfassend eine Tabelle erstellt werden, in der kompakt für jeden in der Diplomarbeit verwendeten Last- und Zahnriemenzahlverhältnisfall die Performance hinsichtlich Einhaltung des Wunschedrehmomentes unter der Bedingung symmetrischer werdender Stromaufnahme ersichtlich sein wird. Die Verbesserung bzw. die Verschlechterung werden mit der Bezugsregelung verglichen werden, welche immer zu Beginn vorgestellt wird. Zu guter Letzt sei noch angemerkt, dass bei Verwendung der verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle die offenen Parameter in 0.05 Schritten ihres Gültigkeitsbereichs jeweils angesetzt worden und damit dann die Simulationen durchgeführt worden sind, um ausreichend fein Tendenzen erkennen und eventuell auch genau genug die beste Parameterwahl identifizieren zu können.

5.2.1 Zahnriemen mit Zahnriemenzahlverhältnis 1

Diese Konstellation ist für den Betrieb des Zwei-Maschinen-Antriebes ideal, jedoch gibt es hier aufgrund der nicht symmetrischen Parametersätze der Maschinen asymmetrische Ereignisse, welche es zu reduzieren gilt. Beginnend mit dem Leerlauf, also genauer gesagt ist das Gesamtdrehmoment gleich Null gefordert, folgt in der Abbildung 5.5 dessen Verhalten.

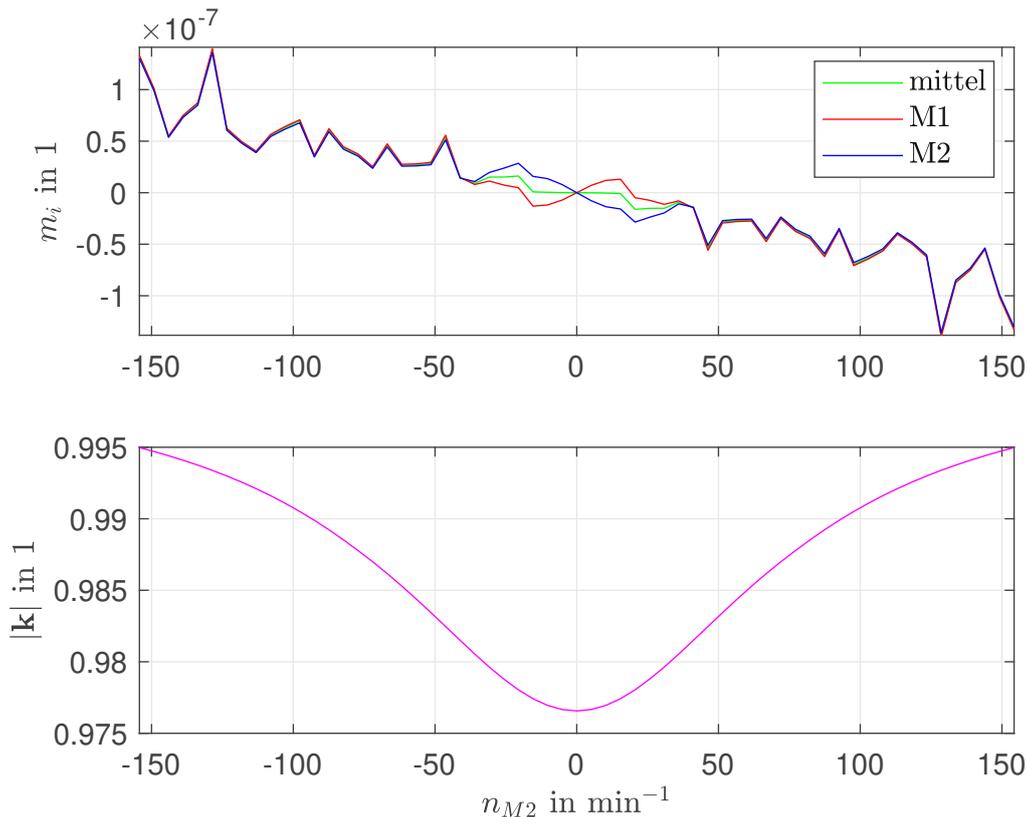


Abbildung 5.5: Simulationsresultate der Bezugsregelung für $z_z = 1$ und $m_{soll} = 0$

In dieser sind nun die erreichten Drehmomente der einzelnen Maschinen und der mittleren Maschine ersichtlich. Dies ist so zu verstehen, dass das benutzte Strommodell in der Bezugsregelung jenes ist, welches die Gesamtmaschine repräsentiert. Da nun tatsächlich in diesem Zwei-Maschinen-Aufbau das Gesamtdrehmoment von zwei einzelnen Maschinen erzeugt wird, wird im weiteren das Gesamtdrehmoment aus dem fiktiven Gesamtmaschinenmodell halbiert und als mittleres Drehmoment bezeichnet. Dieses mittlere Drehmoment wird für die Bezugsregelungen immer einen konstanten Verlauf aufweisen. Dies ist implizit durch die Regelung der Stromkomponenten gegeben. Die Problematik, dass man dann beispielsweise keine symmetrische Stromverteilung beider Maschinen hat, bleibt davon unberührt, da es der Regelung egal ist, welchen physikalischen Aufbau der Umrichter bespeist. Das heißt also, dass die Regelung stets erfolgreich das mit den Sollkomponenten verbundene Regelungsziel erfüllt und dadurch der Gesamtstrom dann immer der Sollkomponentenvor-

gabe entspricht, woraus man deswegen auch das konstante, fiktive Drehmoment erhält. Zu beachten sei hier nochmals, dass diese Größe lediglich zum Vergleich dient. Parallel dazu ist es ebenso von Interesse, was die Einzelmaschinen hier tatsächlich produzieren. Damit werden auch die Einzeldrehmomente der Maschinen aufgezeichnet, obwohl, wie bereits erwähnt, mit dem Gesamtmaschinenmodell hier geregelt wird. Dies gilt für alle simulativen Betrachtungen. Man sieht in dieser Konstellation hier zum Beispiel sehr schön, dass zum einen die erzeugten Drehmomente praktisch gleich Null sind und zum anderen die Einzeldrehmomente genau gleich sind wie jenes der mittleren Maschine. Da die vorliegenden Verläufe in einem Zahlenbereich sind, der praktisch irrelevant ist, entspricht das mittlere Drehmoment keiner konstanten. Weiters ersichtlich ist ebenso der Verlauf des k -Faktors, der in Richtung betraglich steigender Drehzahlen zum idealen Wert gleich eins strebt. Die maximale Abweichung von 2.5 % befindet sich im Stillstand, welche auf den unterschiedlichen Statorwiderstand zurückzuführen ist. Dazu sei noch erwähnt, dass dies eine Systemeigenschaft ist und man bei jeder eingesetzten Regelungsstrategie in diesem Drehzahlpunkt auch diesen Wert für den k -Faktor erhalten wird.

In diesem Zusammenhang verbleibt die Bezugsregelung auch als die beste Regelungsstrategie, da die anderen Regelungsstrategien ähnliche oder schlechtere Ergebnisse lieferten. Wiederholt zu beachten ist, dass der k -Faktorverlauf im Drehzahlpunkt Null nicht verändert werden kann. Die Varianten der Regelung auf Maschine 1 oder 2, Betragsgrößten- bzw. Betragskleinstenregelung wären die schlechtesten Optionen, die all diese im gleichen Rahmen schlechte Ergebnisse liefern. Ersichtlich ist dies in der Abbildung 5.6, in der auf Maschine 1 geregelt wird und wo zwar die Drehmomente auf ca. 2 ‰ ansteigen, der k -Faktorverlauf jedoch gleich bleibt wie bei der Bezugsregelung. Die Einzeldrehmomente wären nicht allzu ausgeprägt, jedoch in diesem Zusammenhang nicht erwünscht. Ebenso ist in der Abbildung 5.6 auch die Bezugsregelung ersichtlich, um die Differenz zu verdeutlichen. Um einen besseren Überblick über die Resultate zu erhalten, werden die Ergebnisse der aktuellen Regelung strichliert und die der Bezugsregelung als durchgezogene Linien dargestellt werden. Da in diesem Fall nun in den Drehmomenten keine Ungleichheiten vorliegen, liegen die Verläufe einer Regelungsvariante sehr nah beieinander. Dasselbe gilt auch für die k -Faktorverläufe, daher ist auch nur eine Kurve in dieser Darstellung zu sehen. Wichtig hierbei zu erwähnen sei nun, dass bei einer Regelung, die nicht die Bezugsregelung ist, der Verlauf des mittleren Drehmomentes wieder einer fiktiven, also simulierten, Größe entspricht, welche aus dem parallel laufenden Strommodell der Gesamtmaschine gewonnen wird. Man erkennt in dieser Abbildung, dass das mittlere Drehmoment nun vom Wert Null abweicht. Dies liegt daran, dass das für die Regelung verwendete rotorflussfeste Koordinatensystem nicht dasselbe ist wie jenes, das aus dem Strommodell der Gesamtmaschine entsteht. Zur Verdeutlichung dieser Situation kann die Abbildung 2.4 herangezogen werden, wobei lediglich die Flussgrößen von Interesse sind und $\psi_{\mathbf{R},\text{gesamt}}$ nicht die halbe Vektorsumme der Einzelrotorflüsse ist, sondern der aus dem Gesamtstrommodell erhaltene Rotorfluss. Darin ist nun x_{M1} das in dem geregelten Koordinatensystem und man erkennt eine Abweichung zur Koordinatenachse des mit $\psi_{\mathbf{R},\text{gesamt}}$ verbundenen Koordinatensystems, weshalb auch ein über die Drehzahl nicht konstantes Drehmoment der mittleren Maschine sich ergibt. Die Variation der Stromsollkomponenten, hier lediglich der x -Komponente, liefert bei niedrigerer Vorgabe auch symmetrischere Ergebnisse in Bezug auf die Bezugsregelung, wie auch zu erwarten ist. Weiters sei zu

erwähnen, dass die Variante der verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle hier nicht durchgeführt worden ist, da das Verbesserungspotential sehr gering ist.

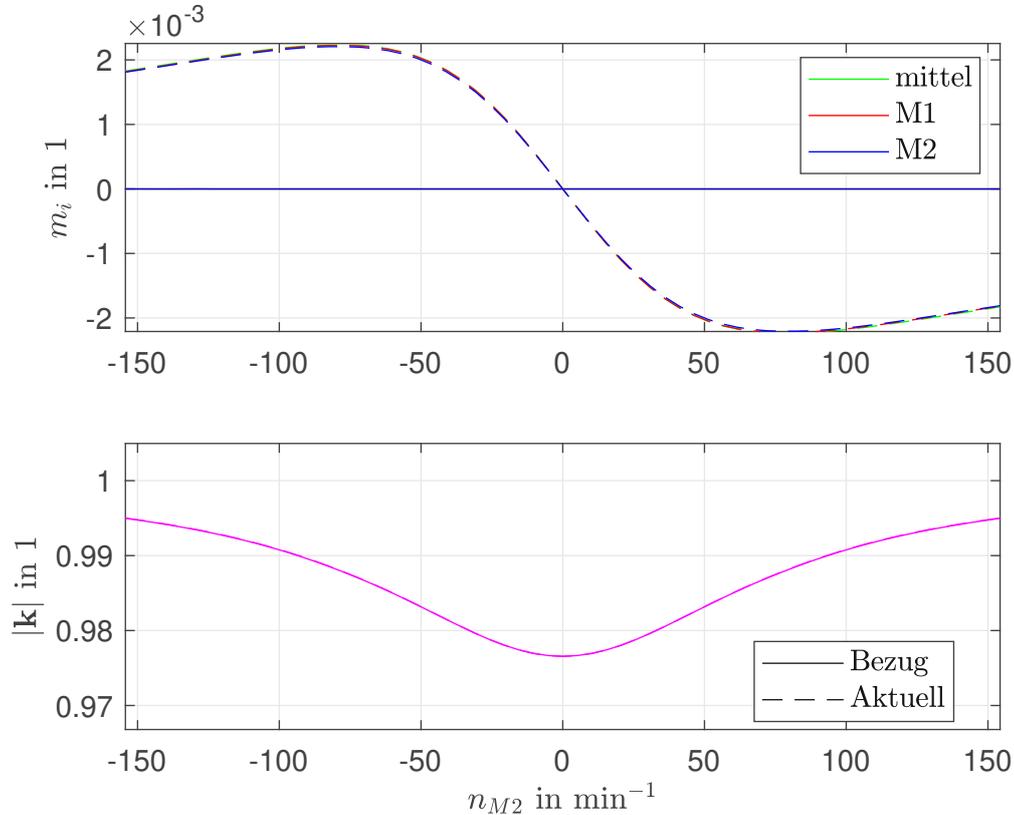


Abbildung 5.6: Simulationsresultate der Bezugs- und der Regelung auf Maschine 1 für $zz = 1$ und $m_{soll} = 0$

Abschließend hierzu folgt nun das Verhalten des Antriebes bei einem geforderten Summendrehmoment von eins. Das bedeutet also, dass ein insgesamtes Drehmoment vom Gruppenantrieb gefordert wird, welches dem Bezugsmoment entspricht. Die Ergebnisse der Bezugsregelung sind in der nachfolgenden Abbildung ersichtlich und zeigen, dass auch hier der Verbesserungsbedarf nicht allzu hoch ist. Die tatsächlich erzeugten Drehmomente sind ziemlich konstant (rot, blau) um den erwarteten Wert und die Abweichung vom Verlauf des k-Faktors vom idealen Wert ist maximal 2,5% und damit nicht nennenswert groß. Damit wird einerseits die schon vorhandene Abweichung nicht überschritten in Bezug auf die vorherige Konstellation mit Wunschkrehmomentvorgabe von Null und andererseits wie bereits gesagt, bleibt der Wert des k-Faktors im Drehzahlpunkt gleich Null unverändert. Wiederholend sei dazu hier angemerkt, dass das in grün ersichtliche mittlere Drehmoment ein fiktives Drehmoment ist und nicht einem tatsächlich auf dem Antrieb messbarem entspricht. Dies zeigt jenes, dass der Gruppenantrieb bei Verwendung der in der Praxis eingesetzten Regelungsstrategie vermeintlich tatsächlich erzeugt, wobei die Abweichung zu den tatsächlich erzeugten vorhanden ist. Damit ist dieser Verlauf rein als Vergleich zu den

einzelnen, in der Realität auch messbaren, Drehmomentverläufen von den Einzelmaschinen zu verstehen. Man sieht, dass dieses einen konstanten Verlauf hat.

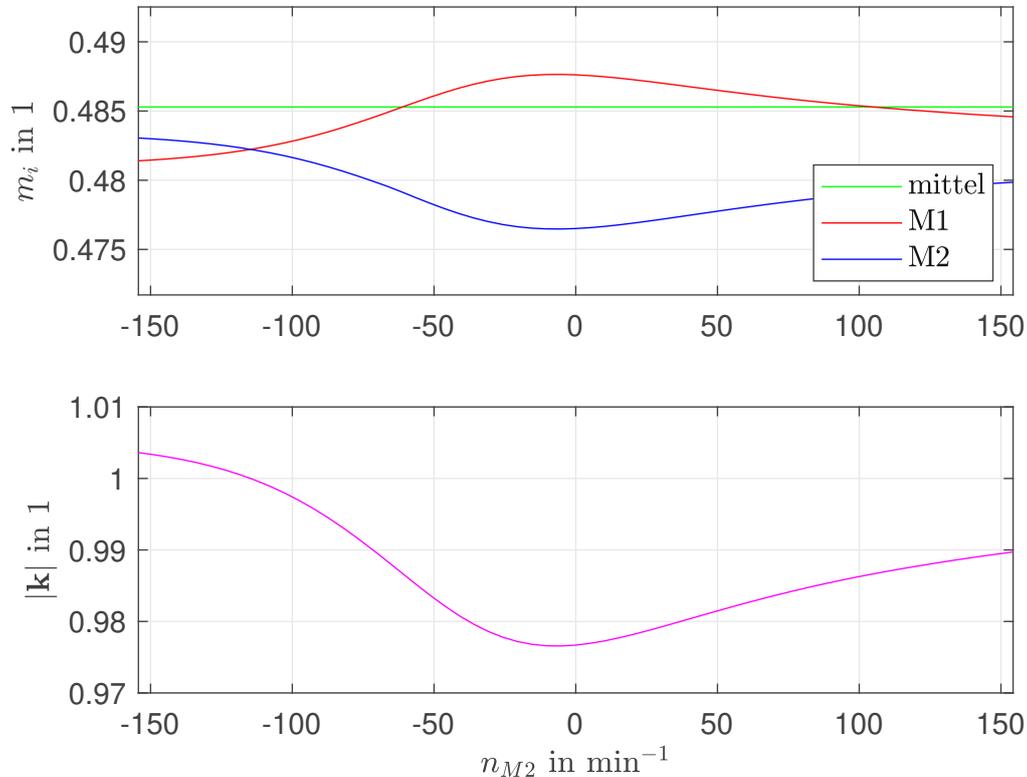


Abbildung 5.7: Simulationsresultate der Bezugsregelung für $zz = 1$ und $m_{soll} = 1$

Nichtsdestotrotz liefert die Regelung auf die Maschine 1 bei gleichbleibendem k-Faktorverlauf etwas höhere Drehmomente vorwiegend im negativen Drehzahlbereich, welche in diesem Ausmaß nur bei dieser Regelungsstrategie vorkommen. Dies ist aus dem direkten Vergleich der Drehmomentverläufe beider Regelungsstrategien ersichtlich, in der beispielsweise für Maschine 1 die strichliert rote Drehmomentkurve über der durchgezogenen roten Linie liegt. In entgegengesetzter Richtung, also drehmomentschwächend, wirkt die Regelung auf die Maschine 2, denn da ist die größte Verminderung des Drehmomentes bemerkbar. Erwähnenswert sei hierbei, dass auch bei dieser Regelungsstrategie der Verlauf des k-Faktors nicht abweicht von dem Bezugsverlauf. Beide Simulationsresultate sind in der Abbildung 5.8 zu sehen, wobei die obere die beste und die untere die schlechteste Option darstellt. In dieser Konstellation wurde ebenso nicht die Variante der verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle durchprobiert.

Damit kann abschließend zu den besprochenen Gesamtkonstellationen, also Zahnriemenzahlverhältnis gleich eins sowie Wunschgesamtdrehmoment von Null bzw. eins, gesagt werden, dass zwar die Anpassung der Regelungsstrategie eine kleine Verbesserung des Gesamtverhaltens hinsichtlich Drehmomentausbeute liefert, aber die Bezugsregelung, welche in der Praxis angewendet wird, ebenso zufriedenstellende Resultate liefert.

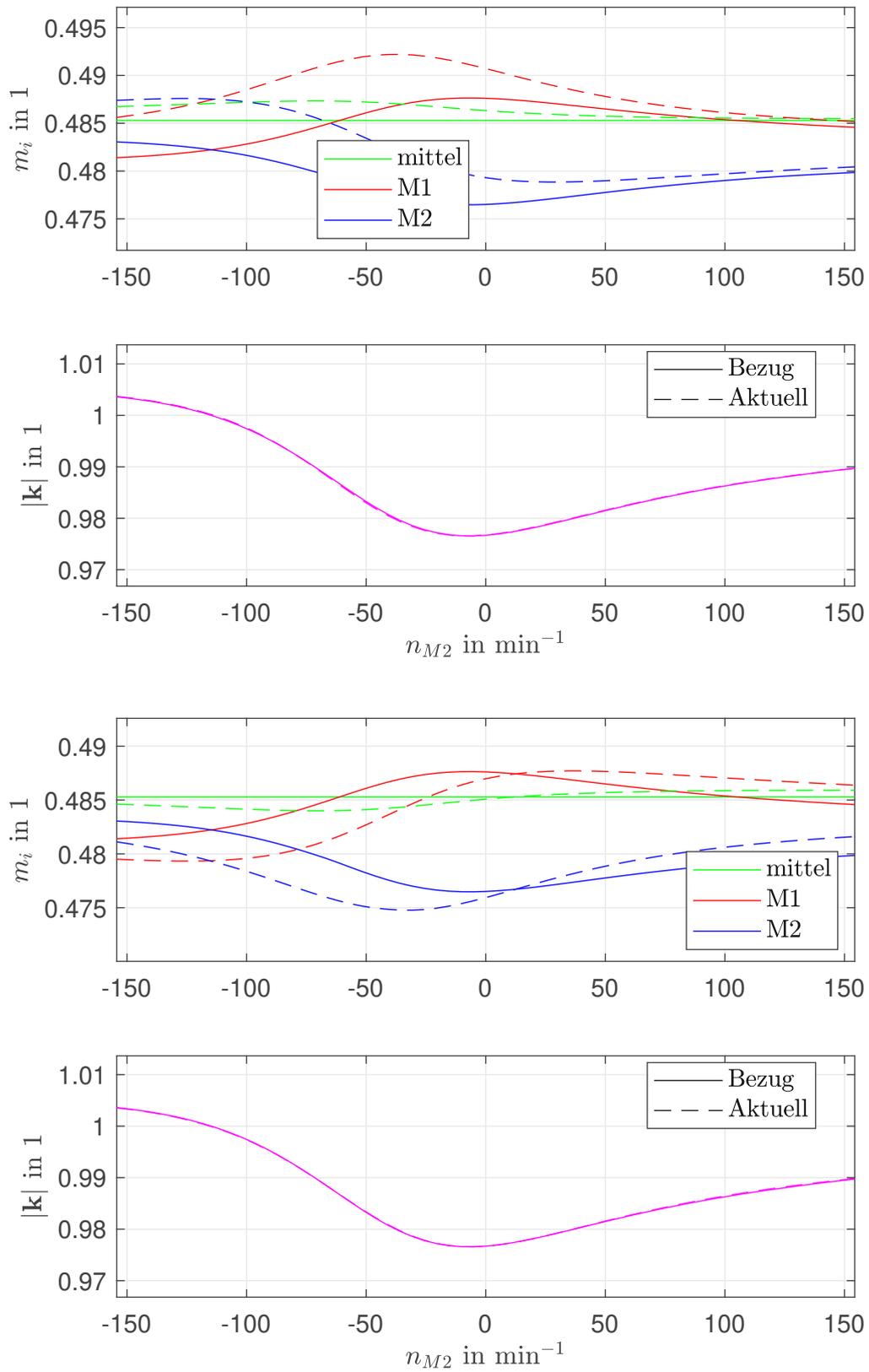


Abbildung 5.8: Simulationsresultate der Bezugs- und der Regelung auf Maschine 1 bzw. 2 für $zz = 1$ und $m_{soll} = 1$

5.2.2 Zahnriemen mit Zahnriemenzahlverhältnis 1.5

Nun liegt eine für die Praxis unangenehme Konstellation des Zwei-Maschinen-Antriebes vor, da jetzt die mechanische Drehzahl der Maschine 1 um die Hälfte schneller ist als jene von Maschine 2 und damit ergeben sich von Haus aus asymmetrische Zustände der Maschinen selbst, die die Regelung bestmöglich reduzieren soll. Genau wie im vorhergehenden Abschnitt zeigt die nachfolgende Abbildung die Verläufe bei einem geforderten Drehmoment von Null.

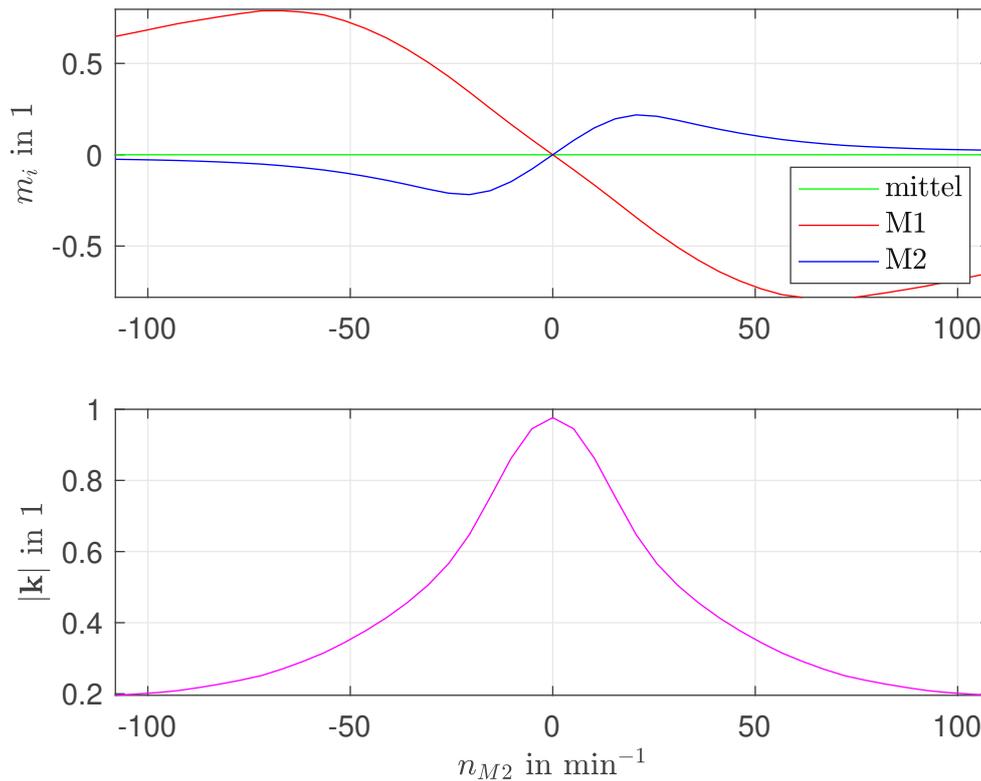


Abbildung 5.9: Simulationsresultate der Bezugsregelung für $zz = 1.5$ und $m_{soll} = 0$

Hierbei sieht man sehr gut, dass die tatsächlich entwickelten Drehmomente nicht vernachlässigbar sind und der k-Faktor über dem Drehzahlbereich betrachtet weit von dem idealen Wert entfernt ist. Damit ist es mit dieser Regelungsstrategie prinzipiell nicht möglich, das Wunschdrehmoment ohne weiters einzuhalten.

Im Laufe der Auswertung aller möglichen Regelungsvarianten zeigte sich jener der verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle mit den Parametern $k_\psi/k_i = 0/0.35$ am sinnvollsten. Die Resultate sind in der Abbildung 5.10 ersichtlich und zeigen einerseits eine insgesamt Verringerung des Summendrehmomentes und andererseits eine Symmetrierung des k-Faktorverlaufes. Die Wahl auf diesen Verlauf wird so begründet, dass beim Durchlaufen des betrachteten mechanischen Drehzahlbereichs die Maschinen gleichmäßig ausgelastet werden, also hier entsprechend die Maschine 2 im

Bereich Stillstand bis ca. $\pm 70 \text{ min}^{-1}$ ca. 25% ausgelastet wird und dann im restlichen dasselbe für Maschine 1 gilt. Zusätzlich ist das erreichte Summendrehmoment weitestgehend damit erfüllt, da die Einzeldrehmomente über den gesamten Drehzahlbereich betrachtet betragsmäßig gleich sind, jedoch entsprechend entgegengesetzte Vorzeichen besitzen. Dies geht aus den aktuellen Verläufen im Drehmomentdiagramm, welche strichliert sind, hervor. Bemerkbar ist wiederum ein Drehmoment der mittleren Maschine, was ebenso vom Sollwert der Regelung abweicht.

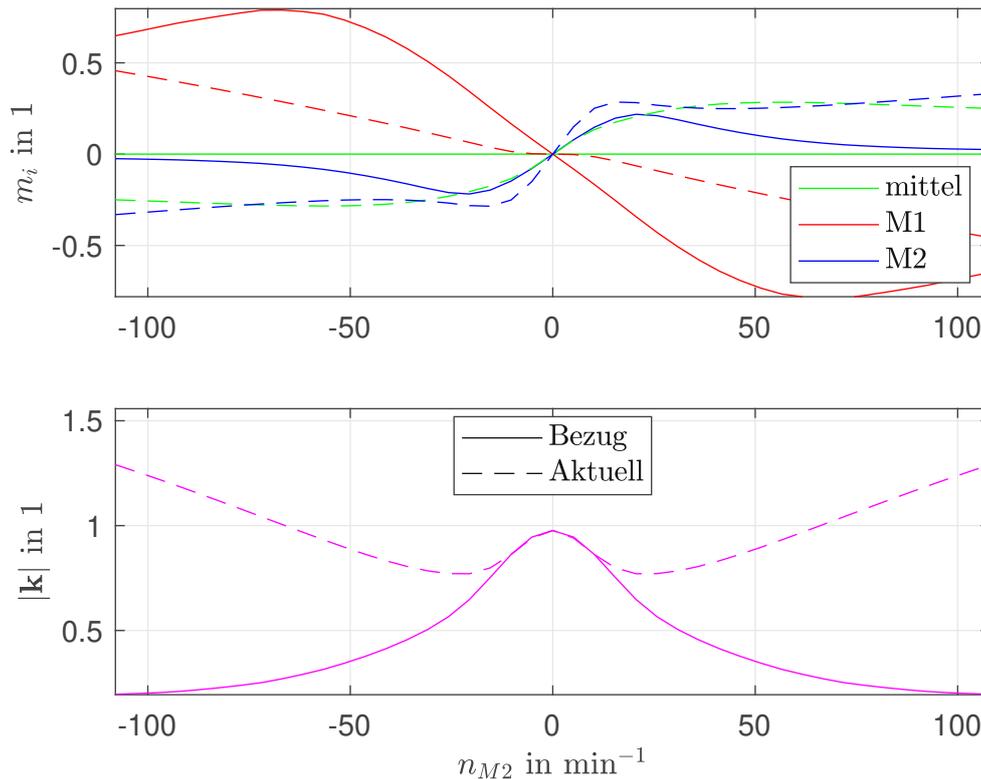


Abbildung 5.10: Simulationsresultate der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $zz = 1.5$, $m_{soll} = 0$, $k_{\psi} = 0$ und $k_i = 0.35$

In der Abbildung 5.11 ist die ungünstigste Regelungsstrategie zu sehen, in der hier wiederum die Variante mit der verallgemeinerten Summe zum Einsatz kommt, wobei hier die Parameter auf $k_{\psi}/k_i = 0.65/1$ gelegt sind. Man sieht aus dem Resultat heraus, dass zwar der k-Faktor hin in Richtung eins verbessert werden konnte, aber die entwickelten Drehmomente völlig unangemessen sind. Dabei ist klar im Drehmomentendiagramm erkennbar, dass die aktuellen Verläufe der tatsächlichen Einzeldrehmomente aufsummiert weitestgehend dem bzw. über dem Bezugsmoment entspricht. Dies verfehlt klar das Wunschk Drehmoment und ist dem Einzeldrehmomentbeitrag der Maschine 1 zu verschulden. Diese Tendenz ist auch in der Bezugsregelung ersichtlich, jedoch verstärkt diese Regelungsstrategie diesen Effekt enorm.

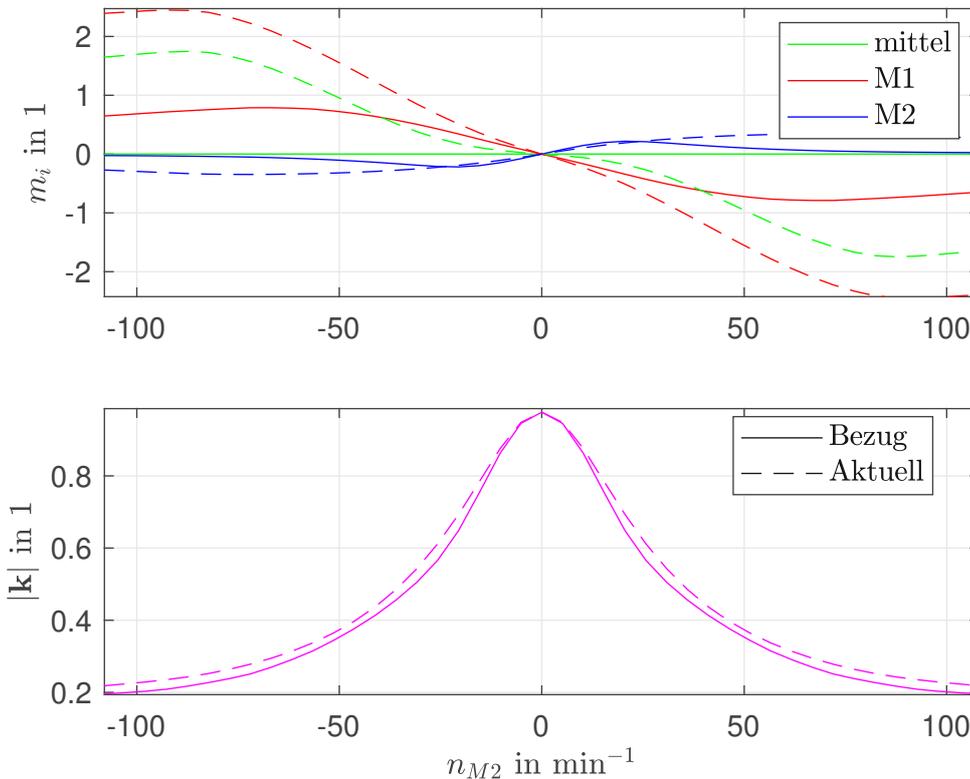


Abbildung 5.11: Simulationsresultate der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $z z = 1.5$, $m_{soll} = 0$, $k_{\psi} = 0.65$ und $k_i = 1$

Um nun dieser generell unangenehmen Konstellation einen runden Abschluss zu geben, sind in der Abbildung 5.12 die Verläufe der Schlüpfе und der Strombeträge für die Bezugs- und den beiden Extremregelungen aufgetragen. Dies gibt einen weiteren Einblick in den tatsächlichen Auslastungszustand der Maschinen. Die Schlupfverläufe sind deswegen von Interesse, als dass diese Auskunft geben, bis wohin die Betrachtung noch sinnvoll ist. Eine Asynchronmaschine kann maximal bis zu ihrem Kippschlupf betrieben werden, bei welchem die Maschine auch das maximale Drehmoment entwickelt. Dieser Arbeitspunkt ist nicht empfehlenswert, da dort dieser nicht stabil ist und man höchstens bis dorthin den Schlupf erlauben sollte. Damit dient dieser Verlauf für diese Information und der Verlauf der Strombeträge gibt Auskunft über den tatsächlich von der Einzelmaschine aufgenommenen Strom. Durch diesen kann man einerseits sehen wie viel die Maschine tatsächlich momentan aufnimmt im Hinblick auf thermische Überwachung und andererseits wie nun der Wirkungsgrad sein wird. Denn hierbei sei zu erwähnen, dass zwar die beste Regelungsstrategie für diese Konstellation die Drehmomente und den k-Faktor verbessert, aber dadurch der Wirkungsgrad insgesamt sinkt. Man siehe, wie die Stromaufnahme für die Maschine 2 beträchtlich steigt. Durch den maximalen Schlupf und der begrenzt zugelassenen Stromaufnahme von ca. 1.4 je Maschine ergibt sich in weiterer Folge auch

der dargestellte Bereich mechanischer Drehzahl der Simulationsergebnisse, welche nicht den gesamten Tiefdrehzahlbereich berücksichtigt, sondern nur jenen, welcher in der Abbildung 5.12 vertikal strichliert in Cyan ersichtlich ist. Weiters wurden auch noch in schwarz strichliert horizontale Konstanten in den Schlupfdiagrammen eingezeichnet, welche bei der Höhe des Nennschlupfs bzw. negativen Nennschlupfs zu liegen kommen. Dies kennzeichnet den üblichen Arbeitsbereich einer Asynchronmaschine. Bei der ungünstigsten Regelungsvariante sieht man am besten, dass der Strombetrag der Maschine 1 jenseits des Bezugsstroms ansteigt und damit auf Dauer nicht mehr im zulässigen Arbeitsbereich für den Betrieb der Maschine ist.

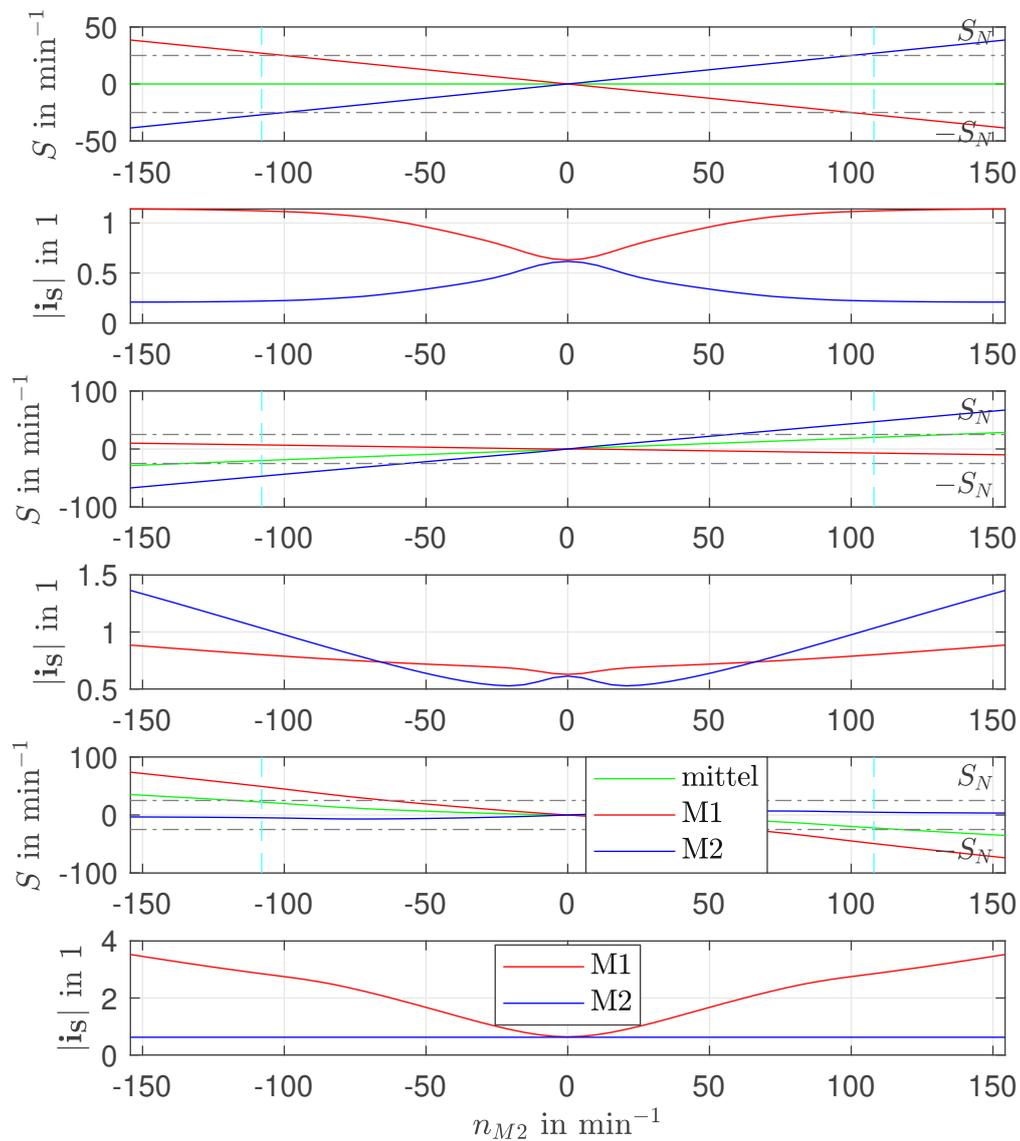


Abbildung 5.12: Erweiterter Ausschnitt der Simulationsergebnisse der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $k_\psi/k_i = 0/0.35$ bzw. $k_\psi/k_i = 0.65/1$, $z = 1.5$ und $m_{soll} = 0$

Als nächstes wird nun das Wunschgesamtdrehmoment auf eins erhöht und es folgen für die Bezugsregelung die Ergebnisse aus Abbildung 5.13. Es ist ersichtlich, dass das Summendrehmoment im betrachteten Drehzahlbereich nicht überall gleich dem Wunschdrehmoment ist. Im positiven Drehzahlbereich wechselt es sogar das Vorzeichen. Somit hat die Regelung die Ziele verfehlt und die Maschine 2 bremst in diesem Bereich mechanisch das System. Der k-Faktorverlauf ist im positiven Drehzahlbereich idealer in Bezug auf die gespiegelte Drehzahl, wo die Asymmetrie in Richtung negativerer Drehzahlen steigt.

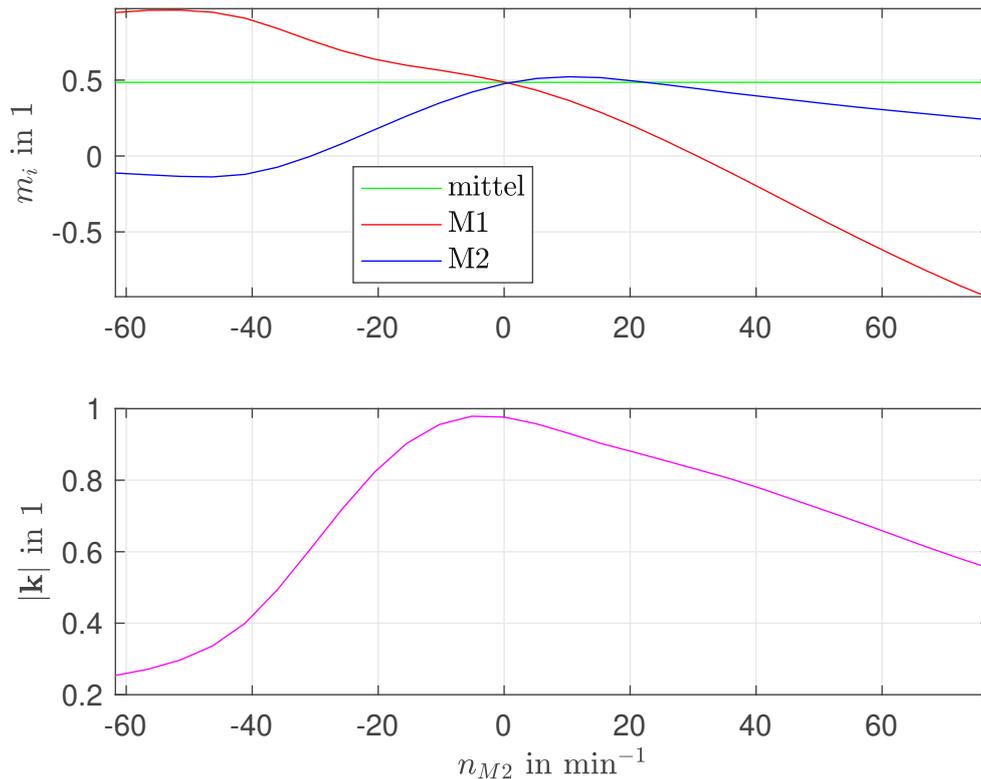


Abbildung 5.13: Simulationsresultate der Bezugsregelung für $zz = 1.5$ und $m_{soll} = 1$

Die einzelnen Ergebnisse der in der Arbeit vorgestellten Regelungsstrategien lieferten über den gesamten Drehzahlbereich betrachtet keine befriedigenden Ergebnisse, als dass sie entweder nur den positiven oder den negativen Drehzahlbereich verbessern. Eines dieser für den negativen Drehzahlbereich verbessernden Resultate ist in der Abbildung 5.14 oben zu sehen, worin die Wahl der Regelungsstrategie die verallgemeinerte summenfeldorientierte Regelung der Einzelmaschinenmodelle ist und diese annähernd das geforderte Summendrehmoment einhalten kann und die Stromaufnahme beider Maschinen fast ident ist. Eine auch im positiven Drehzahlbereich gleichzeitig wünschenswerte Konstellation gibt es leider nicht, also die sowohl die Stromaufnahme ident hält und das geforderte Summendrehmoment von eins erfüllt. Um jedoch nun nicht viel an der Implementierung zu variieren, ist es praktisch denkbar, den Parameter k_ψ auf Null zu setzen, um durch diesen dann ein besseres Gesamtdrehmoment bei akzeptablem k-Faktorverlauf zu erhalten. Dies ergibt sich aus der Simulation des Verhaltens mit der Wahl dieser Parameter.

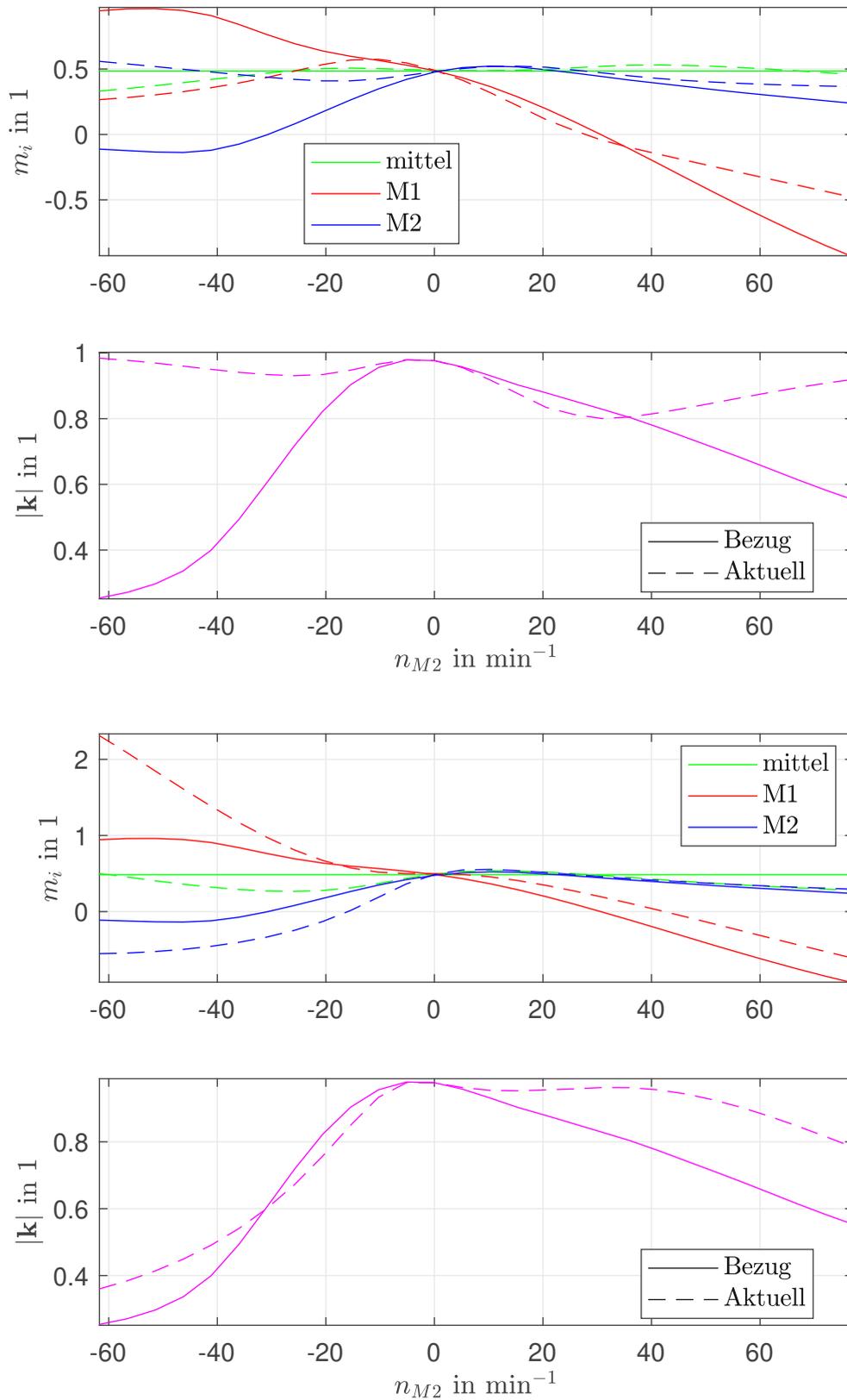


Abbildung 5.14: Simulationsergebnisse der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $k_\psi/k_i = 0.7/0.7$ bzw. $k_\psi/k_i = 0/1$, $z_z = 1.5$ und $m_{\text{soll}} = 1$

Am ungünstigsten wird der Sachverhalt bei derselben Regelungsvariante jedoch mit der Wahl der Parameter auf $k_\psi = 0$ und $k_i = 1$. Dieses Ergebnis ist in der Abbildung 5.14 unten ersichtlich und zeigt, dass im negativen Drehzahlbereich die Drehmomente der Einzelmaschinen nicht nur in Summe völlig daneben sind in Bezug auf das Regelungsziel, sondern auch das Einzelerzeugnis nicht dem erwarteten entspricht. Ein Blick in die dazugehörige erweiterte Abbildung 5.15 bestätigt dieses Verhalten. Der Stromraumzeiger steigt vom maximalen Wert des Bezugs von ca. $|\mathbf{i}_{S,M1}| = 1.42$ auf ca. 3.6. Auch hier sei nochmals betont, dass die bestgenannte Regelungsvariante hier wiederum eine Wirkungsgradverschlechterung zufolge hat.

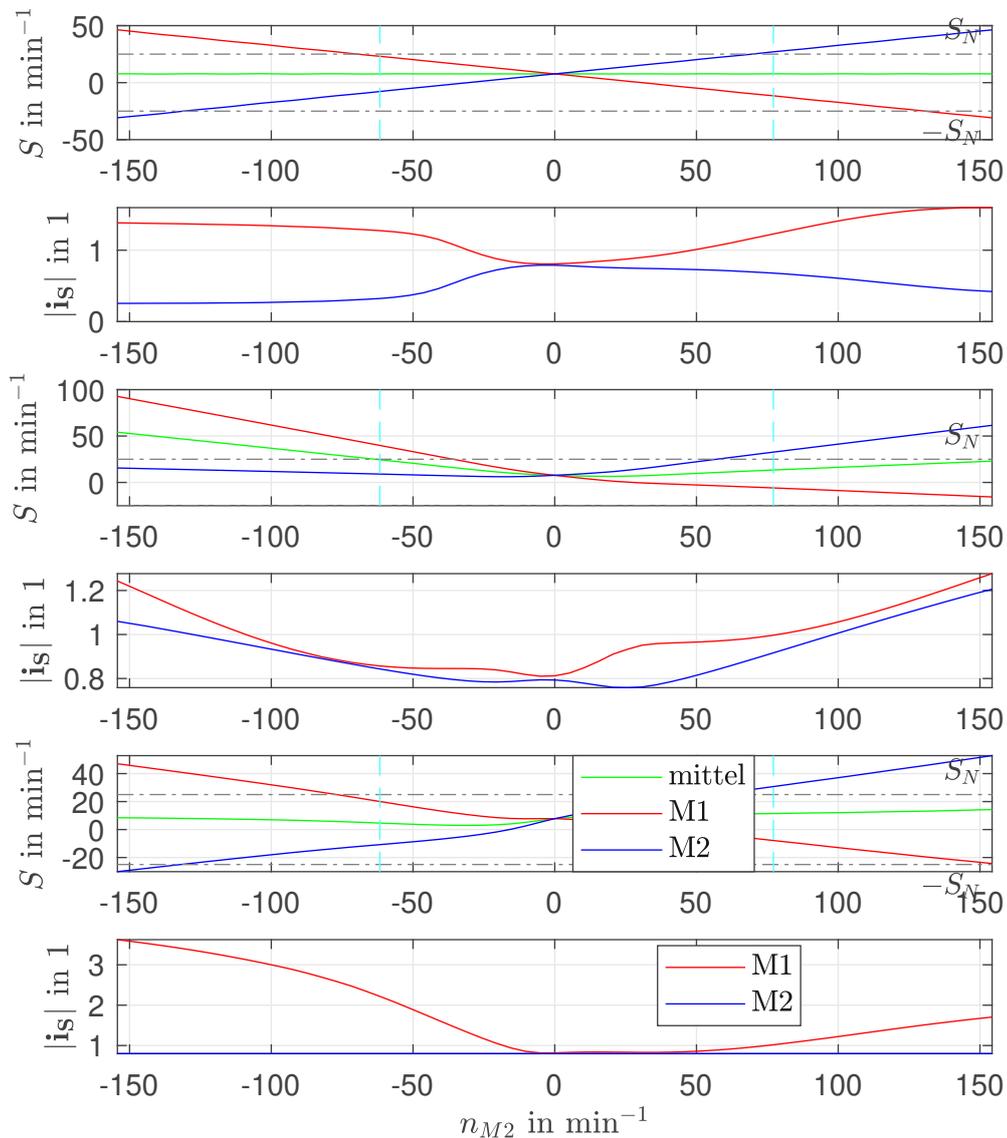


Abbildung 5.15: Erweiterter Ausschnitt der Simulationsergebnisse der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $k_\psi/k_i = 0.7/0.7$ bzw. $k_\psi/k_i = 0/1$, $z = 1.5$ und $n_{soll} = 1$

5.2.3 Zahnriemen mit Zahnriemenzahlverhältnis 0

Die nachfolgende Konstellation ist der in der Arbeit letztbesprochene Fall und entspricht dem mechanischen Leerlauf einer Maschine. Das bedeutet, dass die mechanische Drehzahl der Maschine 1 frei ist und damit nicht mehr über den Riemen mit der Maschine 2 verbunden ist. Dadurch wird deren Drehzahl immer die elektrische Drehzahl sein, wobei die Polpaarzahl berücksichtigt werden muss. Für diese Konstellation, also mechanischer Leerlauf, gilt nun zusätzlich, dass die Maschine 1 auch kein Drehmoment erzeugt bzw. abgeben kann. Weiters wird für die Simulation dieses Falls auch auf das Modell von Abbildung 5.4 umgestiegen.

Die Abbildung 5.16 zeigt auch die zugehörigen Simulationsergebnisse bei einem Wunschsamt-drehmoment von Null der Bezugsregelung. Darin erkennt man, dass das Verhalten des Gruppenantriebes gleich dem für $zz = 1$ für die Bezugsregelung in der Stromaufnahme als auch in den erzeugten Einzeldrehmomenten ist, was aus denselben Rahmenbedingungen, also Stromvorgabe und mechanischen Drehzahlen, beider Maschinen hier hervorgeht, und das Verbesserungspotential hierbei auch nicht allzu hoch ist.

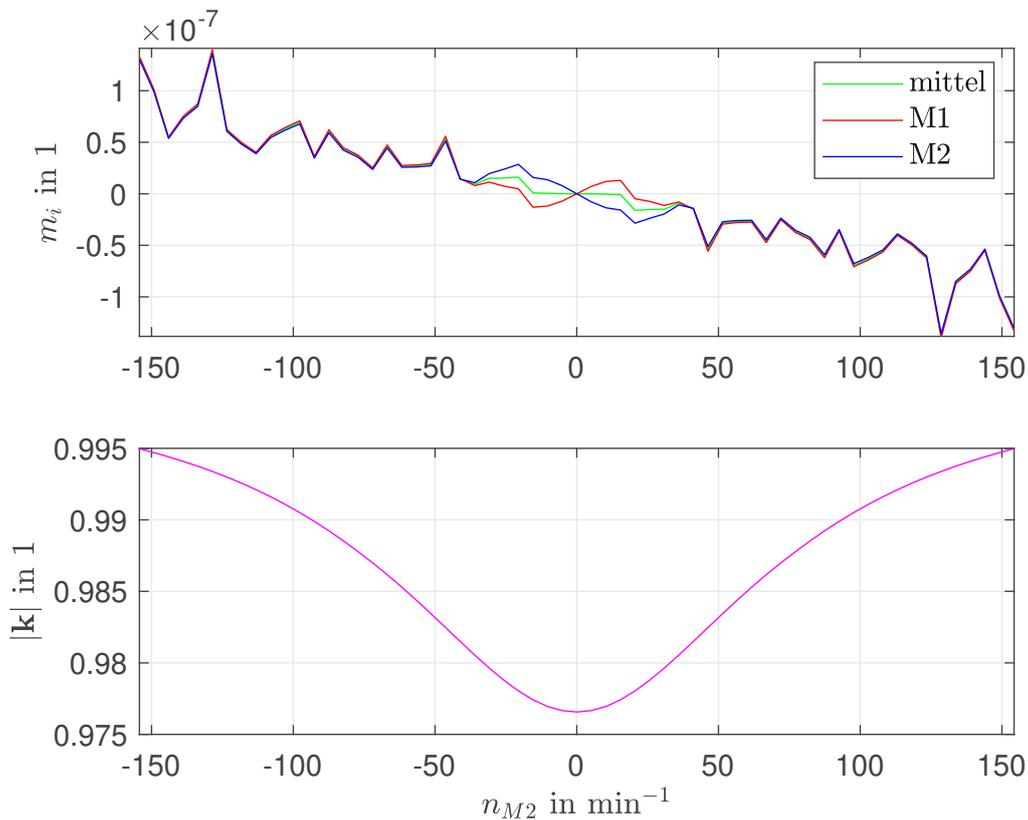


Abbildung 5.16: Simulationsergebnisse der Bezugsregelung für $zz = 0$ und $m_{soll} = 0$

In diesem Zusammenhang verbleibt die Bezugsregelung wie auch schon im Kapitel 5.2.1 als die beste Regelungsvariante, da die anderen Regelungsstrategien ähnliche oder schlechtere Ergebnisse lieferten.

In Abbildung 5.17 ist nun vollständigshalber auch die schlechteste Regelungsstrategie ersichtlich, welche durch die verallgemeinerte summenfeldorientierte Regelung der Einzelmaschinenmodelle erzielt wurde. Die Wahl der offenen Parameter sind in der Abbildungsbeschreibung ersichtlich und das Resultat zeigt, dass der Verlauf des k -Faktors mit dieser Regelungsvariante am meisten von dem Bezug bzw. dem idealen Wert abweicht. Es wird ebenso auch ein Drehmoment von der mittleren Maschine als auch der Maschine 2 erzeugt, wobei das letztere zu gering ist, um die Welle in Bewegung zu versetzen. Die Regelungsstrategie mit der Variation der x -Komponente des Sollstroms zeigte, dass eine verringerte Vorgabe dessen das Verhalten in Richtung ideale Verläufe zieht.

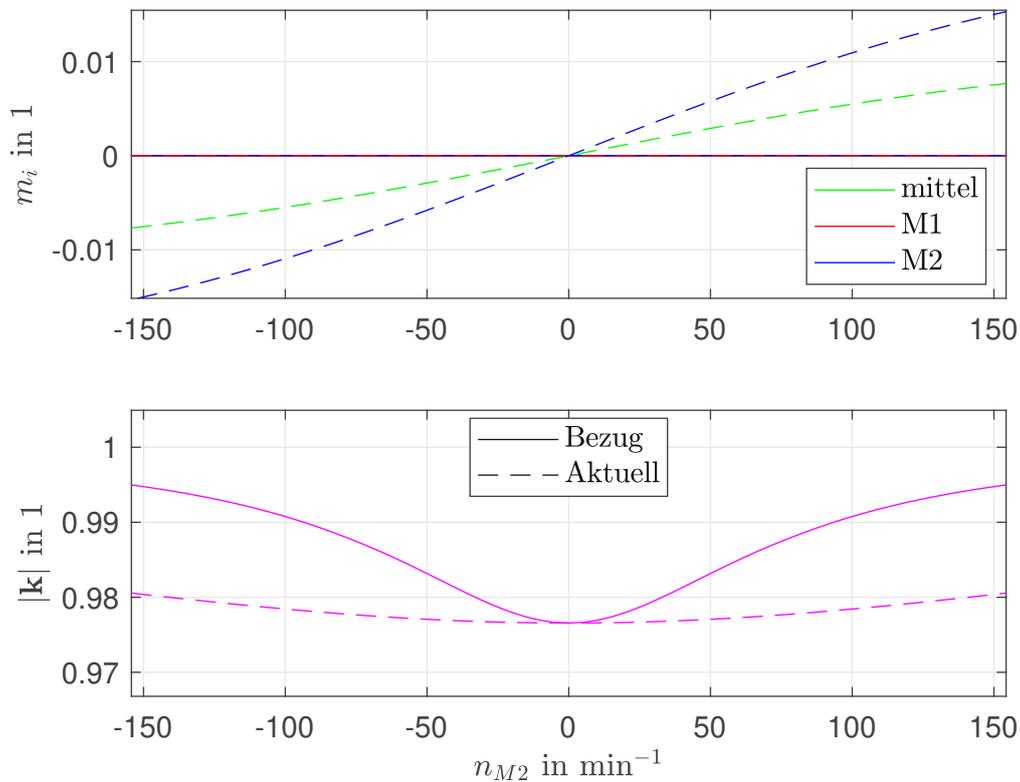


Abbildung 5.17: Simulationsresultate der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $z_z = 0$, $m_{soll} = 0$, $k_\psi = 1$ und $k_i = 0$

Weiters geben die hier in der Abbildung 5.18 gezeigten erweiterten Einblicke in das Systemverhalten bezüglich des Stroms und des Schlupfs nicht viel mehr Informationen, da auch für die schlimmste Regelungsstrategie (Abbildung 5.17) die maximale Abweichung in der Stromaufnahme ca. 2,5 % entspricht und dies akzeptabel ist. Dieser Maximalwert ist auch schon in der Bezugsregelung vorhanden.

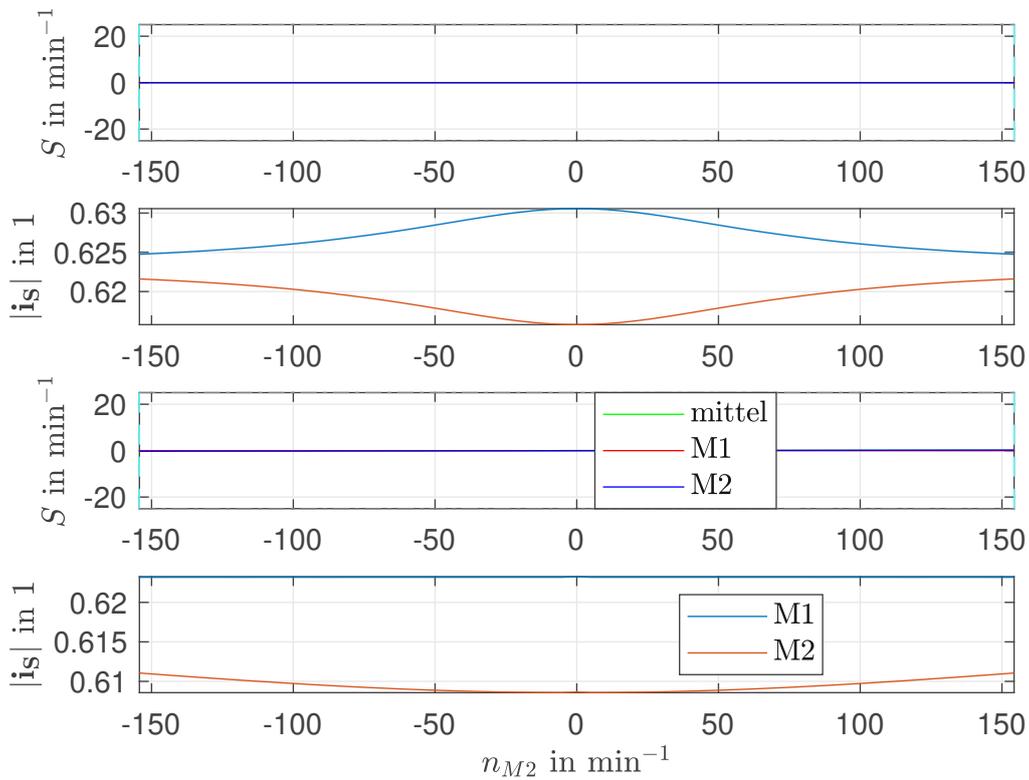


Abbildung 5.18: Erweiterter Ausschnitt der Simulationsergebnisse der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $k_\psi/k_i = 1/0$, $z_z = 0$ und $m_{soll} = 0$

Abschließend sei noch der Fall mit dem geforderten Bezugsmoment am Antrieb auszuführen. Wie hier zu erwarten, wird dies ebenso eine unangenehme Konstellation sein, da eine Maschine kein Drehmoment erzeugt bzw. abgeben kann. Die Abbildung 5.19 zeigt das Resultat der Bezugsregelung, welches auch hier gleichzeitig als das beste Regelungsergebnis bestimmt wird. Im negativen Drehzahlbereich kann man in einem bestimmten Bereich damit das geforderte Drehmoment erfüllen, wobei im positiven das nie der Fall ist. Ohne den Informationen der Einzeldrehmomente zeigt das Drehmoment der mittleren Maschine das geforderte Drehmoment auf und lässt annehmen, dass auch in dieser unangenehmen Konstellation alles in Ordnung, wobei dies nicht der Fall ist. Der Fokus hier liegt wiederum auf dem negativen Drehzahlbereich, da dort zwar das Regelungsziel in etwa erfüllt wird, jedoch die Stromaufnahme sehr asymmetrisch ist. Durch die Analyse der Simulationsergebnisse aller anderen Regelungsvarianten kann hier kein besseres Ergebnis gefunden werden, ohne einen weiteren Kompromiss wie zum Beispiel mehr Summendrehmoment bei schlechterem k-Faktorverlauf oder umgekehrt einzugehen. Hier wäre es wiederum besser, für bestimmte Drehzahlbereiche eine Parameterumschaltung durchzuführen, um in allen Bereichen das Optimum zu liefern.

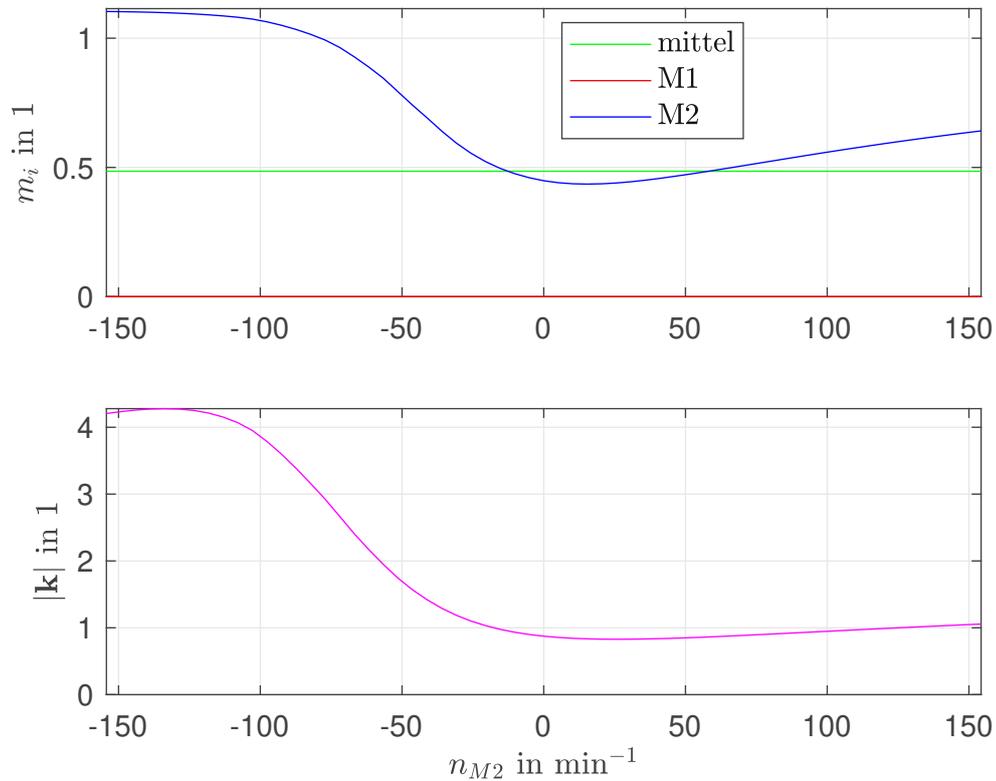


Abbildung 5.19: Simulationsergebnisse der Bezugsregelung für $z_z = 0$ und $m_{soll} = 1$

Nun bezugnehmend auf die schlechtestmögliche Drehmomententwicklung, wobei nochmals wiederholend die Drehmomententwicklung der Maschinen das primäre Regelungsziel sind, liefert die verallgemeinerte summenfeldorientierte Regelung der Einzelmaschinenmodelle mit den in der Abbildungsbeschreibung 5.20 genannten Parameterwerten die schlechtesten Ergebnisse. Diese schafft es gleichzeitig jedoch, den k-Faktorverlauf um ein Vielfaches besser zu gestalten als der Bezug. Damit einher gehen die Drehmomenteinbußen, welche absolut nicht akzeptabel sind. Dies war auch vorhin damit gemeint, dass ein Kompromiss eingegangen werden muss und nicht eine einzige Variante als die beste Lösung zu bezeichnen ist.

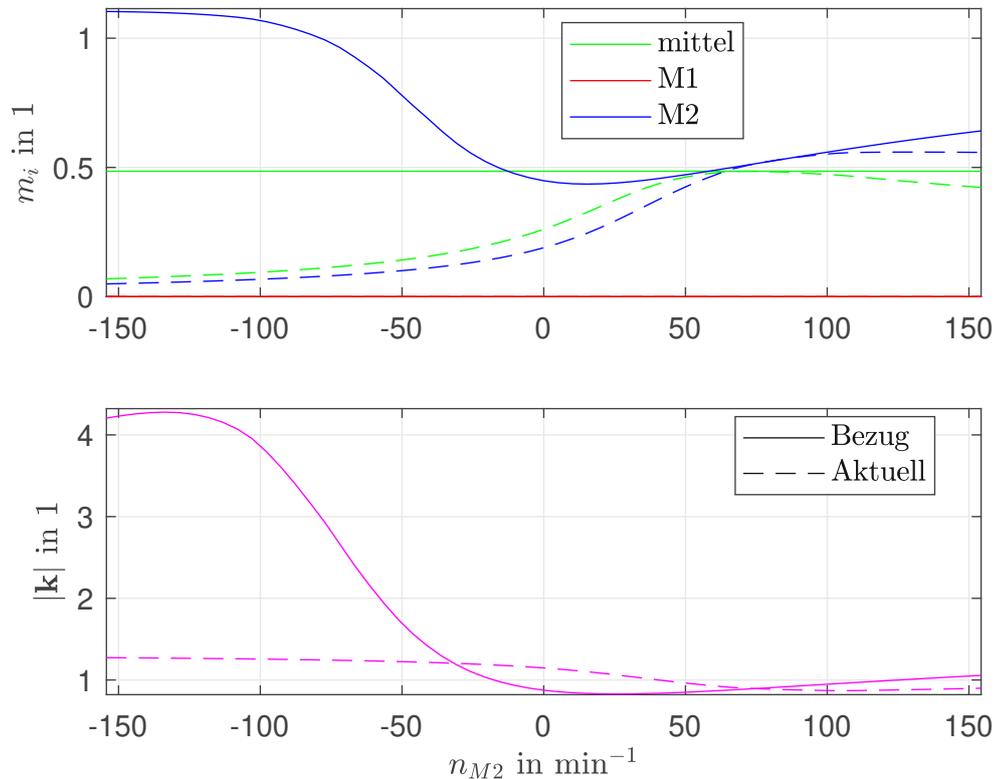


Abbildung 5.20: Simulationsergebnisse der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $z = 0$, $m_{soll} = 1$, $k_\psi = 0$ und $k_i = 0.95$

Bei der detaillierteren Aufzeichnung der Simulationsergebnisse zeigt die Abbildung 5.21 auf, dass bei der schlechtesten Regelungsstrategie, und nebenbei erwähnt auch bei vielen weiteren, die mechanische Drehzahl der Maschine 1, also der entkoppelten Maschine, einen Drehrichtungswechsel erfährt. Dies ist dadurch ersichtlich, dass der Schlupf der Maschine 2 betragsmäßig über der eingepprägten mechanischen Drehzahl ist. Damit kann es also bei dieser Wahl der Regelungsstrategie und dieser Konstellation, also mechanischer als auch regelungstechnischer Sollwertvorgabe, dazu kommen, dass dies auftritt. Dies ist höchstwahrscheinlich auf den offenen Freiheitsgrad des entstehenden Schlupfs, also im Weiteren auch der Flüsse des Stators bzw. Rotors, und der im Endeffekt durchgeführten Stromsteuerung, sprich der feldorientierten Regelung, zurückzuführen. Weiters wurde auch zu diesem Phänomen beobachtet, dass dies lediglich dann auftritt, wenn die Rotorflussraumzeiger einen Differenzwinkel von größer 90° erreichen. Um hierzu genauere Ursachen ergründen zu können, sind genauere Untersuchungen notwendig. Jedoch kann man dieses Problem derart umgehen, als dass man den Fluss und das Drehmoment direkt regelt mit inkludierter Strombegrenzung. Dadurch ist der Freiheitsgrad des offenen Schlupfs systematisch entfernt worden.

Damit ist auch nun wiederum gleichzeitig einsichtig, dass man prinzipiell bei der Analyse

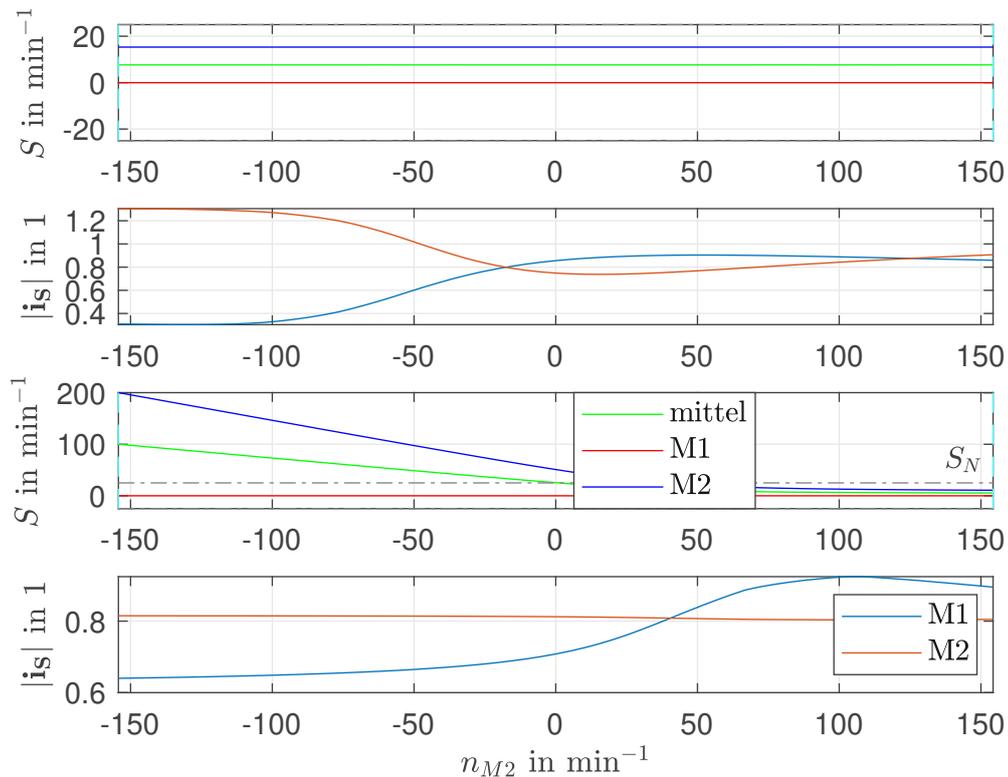


Abbildung 5.21: Erweiterter Ausschnitt der Simulationsergebnisse der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $k_\psi/k_i = 0/0.95$, $z_z = 0$ und $m_{soll} = 1$

und Vergleich unterschiedlicher Maschinenverhalten alle Zustände vor den Augen haben sollte, um das Maß der Veränderung auch tatsächlich exakt beurteilen zu können bzw. um die Vorgänge besser verstehen zu können. Damit einher geht nicht nur, wie in dem Kapitel bereits erwähnt, der Verlauf des Wirkungsgrads, sondern beispielsweise kann es genauso sein, dass die Maschine 1 oder 2 in den Generatorzustand übergeht. Damit sollte man die elektrische Leistung ebenso mitrechnen lassen. Von einem Generatorzustand spricht man dann, wenn aus einem Verbraucherbezugssystem betrachtet die elektrische Leistung negativ wird, sprich der Leistungsfluss ändert die Richtung. Konkret kann dies hier an dieser Stelle nicht der Fall sein, da dafür notwendiger Weise ein übersynchroner Lauf notwendig ist, womit die mechanische Drehzahl größer ist als der elektrischen und dies durch den Leerlauffall ausgeschlossen ist.

Damit kann abschließend zu diesem Kapitel gesagt werden, dass für die zuletzt besprochene Konstellation, also mechanischer Leerlauf und Wunschgesamtdrehmoment von eins, die Erfüllung der Regelungsziele unter den genannten Nebenbedingungen unmöglich ist, hingegen bei einer Sollwertsänderung des Wunschgesamtdrehmoments auf Null die optimale Regelungsstrategie die Bezugsregelung ist, ident zu der Konstellation aus Kapitel 5.2.1.

5.2.4 Performance der Regelungen

Nun folgt noch abschließend eine Verdeutlichung der Regelungsperformance bzw. eine Verbildlichung nicht nur der in dieser Arbeit verwendeten Regelungsstrukturen, sondern auch der betrachteten Last- und Drehzahlkonfigurationen. Farblich als grün wird immer die beste und als rot die schlechtest wirkende Regelung angegeben. Bei einigen sei nochmals hier wiederholt angemerkt, sollte nicht nur die Beste im Auge, sondern auch, je nach Ziel, eine Umschaltung von Parametern bzw. Regelungsstrategien und damit eine neuerliche Betrachtung sämtlicher Regelungsergebnisse im Hinterkopf behalten werden.

Damit sind nun alle interessanten Ereignisse sowie die simulativen Ergebnisse dieses Zwei-Maschinen-Prüfstandes aufgezeigt worden. Nun im nächsten Kapitel folgen die dazugehörigen in der Realität aufgenommen Messergebnisse, welche sich in etwa bei diesen gezeigten halten sollten.

	$zz = 1$		$zz = 1.5$		$zz = 0$	
	$m_{soll} = 0$	$m_{soll} = 1$	$m_{soll} = 0$	$m_{soll} = 1$	$m_{soll} = 0$	$m_{soll} = 1$
Feldorientierte Regelung Gesamtmaschine	Bezug	Bezug	Bezug	Bezug	Bezug	Bezug
Summenfeldorientierte Regelung						
-Einzelmaschinenmodelle						
Winkelsymmetrale						
Inverse summenfeldorientierte Regelung						
-Einzelmaschinenmodelle						
M1-Regelung						
M2-Regelung						
Betragsgrößtenregelung						
Betragskleinstenregelung						
Verallgemeinerte summenfeldorientierte						
-Regelung Einzelmaschinenmodelle	Nicht durchgeführt	Nicht durchgeführt	0/0.35	0.7/0.7	0/0.35	0/0.95
Sollkomponentenvariation feldorientierte					0.65/1	1/0
-Regelung Gesamtmaschine						

Tabelle 5.1: Rekapitulation verwendeter Regelungsstrategien mit der farblichen Kennzeichnung der Besten bzw. Schlechtesten

6 Vermessung des Gruppenantriebes

In diesem letzten Kapitel von dieser Arbeit werden nun Teile der bisher gezeigten und simulierten theoretischen Überlegungen bzw. Ergebnissen in der Praxis angewendet werden. Damit entspricht dies einer Kontrolle der Simulationsresultate und zeigt gleichzeitig ebenso, ob die angenommene Modellierung prinzipiell sinnvoll ist. Die Genauigkeit des simulierten Verhaltens hängt von der Wahl der getroffenen Modelleigenschaften ab. Im Weiteren folgen nun die Messergebnisse in derselben Reihenfolge wie für die Simulationsergebnisse, sprich zuerst werden die Fälle ohne und dann mit Drehmomentwunsch besprochen werden, wobei anschließend dasselbe für die restlichen mechanischen Konstellationen gezeigt wird. Die in dem vorangegangenen Kapitel gezeigten simulierten Ergebnisse sind nicht alle implementiert worden, da dies einerseits bei vielen Ergebnissen nicht sinnvoll wäre und andererseits sehr viel Zeit in Anspruch nimmt. Daher wird als aktuelle Vergleichsregelungsstrategie nur die summenfeldorientierte Regelung der Einzelmaschinenmodelle besprochen werden. Die Wahl wird dadurch begründet, dass man rein durch die genaueren Informationen der Einzelmaschinen sich ein besseres Gesamtverhalten des Zwei-Maschinen-Antriebes erhofft. Zur Wiederholung sei nochmals erwähnt, dass diese Regelungsstrategie nur in einer der hier gezeigten Konstellationen die günstigste ist, man siehe Tabelle 5.1.

Das gesamte Mess- bzw. Regelungssystem befindet sich wie bereits erwähnt in dem Prüfstand, welcher neben einem herkömmlichen Rechner auch einen Echtzeitrechner besitzt. Dieser letztgenannte nimmt die Sensorsignale auf und verarbeitet diese, wobei anschließend durch die implementierte Regelung eine Sollspannung generiert wird, die der Umrichter durch die Ansteuerung der Transistoren erzeugen muss. Diese Implementierung des gesamten Regelkreises sowie die anderen notwendigen Echtzeitverarbeitungen sind im Programm LabVIEW realisiert worden. Da dieses aber aus sehr vielen weiteren Einzelkomponenten besteht, ist es an dieser Stelle nicht sinnvoll, weiter genauer auf diese Einzelheiten einzugehen. Vielmehr ist es wichtiger zu erwähnen, dass für die in den nachfolgenden Abbildungen gezeigten Messergebnisse jeweils immer ein Messpunkt aus 10000 Datenpunkten entstanden ist, welche innerhalb eines gewissen Zeitraumes aufgenommen wurden und anschließend einer Mittelung durchgeführt hat. Dies stellt dann den stationären Zustand einer Maschine dar. In der Simulation ist die Schwankung der Zustände üblicherweise bei Null, wobei in der Realität man dies nie annehmen kann. Ebenso ist der Drehzahlbereich der eingestellten Drehzahl der Lastmaschine hier wiederum auf den Bereich eingegrenzt worden, in dem gleichzeitig der derzeitige Schlupf kleiner dem Kippschlupf ist und der Strombetrag einer einzelnen Maschine nicht mehr als 40 % des Bezugsstroms entspricht. Ansonsten wird entsprechend der Bereich verkürzt, bis diese Bedingungen eingehalten wird. Die Rotorflüsse der Maschinen wurden nicht gemessen, dadurch entfällt die Errechnung des mittleren Drehmomentes der Gesamtmaschine und es wird nur der Verlauf der Einzelmaschinendrehmomente bzw. k-Faktor gezeigt. Auch bei der Bezugsregelung wird das Drehmoment der mittleren Maschine nicht dargestellt. Nochmals erwähnt, ist dieses

Drehmoment ein fiktives und behält seine Gültigkeit nur im Gesamtmaschinenmodell von Abbildung 4.3.

Hiermit sind alle notwendigen Informationen erklärt worden für die Analyse der nachfolgenden Ergebnisse.

6.1 Messergebnisse der Bezugsregelung

Ident zu der Aufzählungsweise im Kapitel der Simulationsresultate werden hier ebenso in derselben Reihenfolge die Ergebnisse aufgelistet werden, um die logische Zuordnung aufrecht zu erhalten. Weiters wird nun auch gleichzeitig der Vergleich mit den Simulationsresultaten durchgeführt werden, ohne diese hier nochmals abzubilden.

Beginnend mit Abbildung 6.1 sieht man sehr gut sich mit der Simulation deckende Verläufe. Die erzeugten Drehmomente sind praktisch gleich Null und beachtlich ist, dass im k-Faktorverlauf für den Drehzahlpunkt Null ein k-Faktor von ca. 0.97 gemessen wurde. Dies zeigt, dass ein Unterschied zum ermittelten Statorwiderstand für das mathematische Modell der Maschinen und der bei dieser Messung wirksame vorhanden ist.

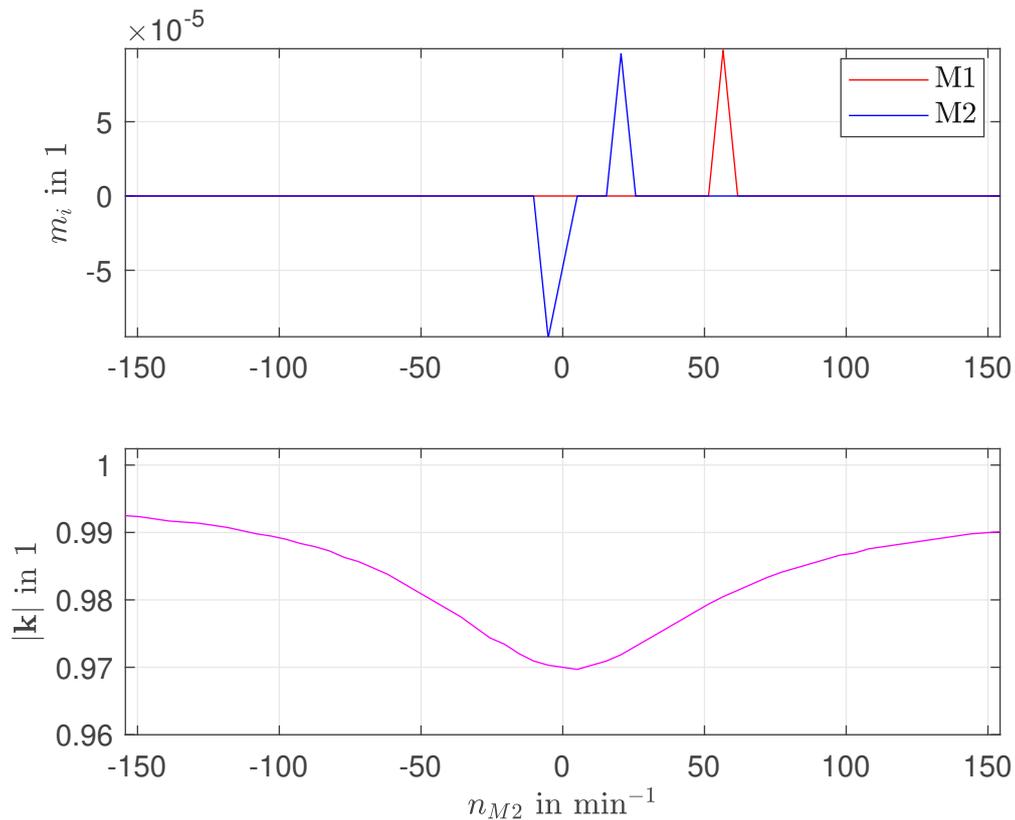


Abbildung 6.1: Messergebnis der Bezugsregelung für $zz = 1$ und $m_{soll} = 0$

Schaltet man in dieser Konstellation nun das Wunschkrehmoment auf eins, so erhält man

das Bild von Abbildung 6.2. In dem erkennt man, dass einerseits im Allgemeinen das Einzeldrehmoment der Maschine 1 bzw. der Maschine 2 verglichen mit dem Simulationsergebnis betragsmäßig um einen Offset größer bzw. kleiner ist und der k-Faktorverlauf um einen Offset kleiner ist, aber andererseits erkennt man auch, dass der simulativ erhaltene Schnittpunkt der Drehmomente nicht vorhanden ist. Dies liegt höchstwahrscheinlich daran, dass die Induktivitäten der Maschine nicht exakt bestimmt worden sind. Man kann sagen, das Messergebnis ist ein Ausschnitt des Simulationsergebnisses, damit entspricht dies grob gesagt einer Teilmenge der simulierten Resultate.

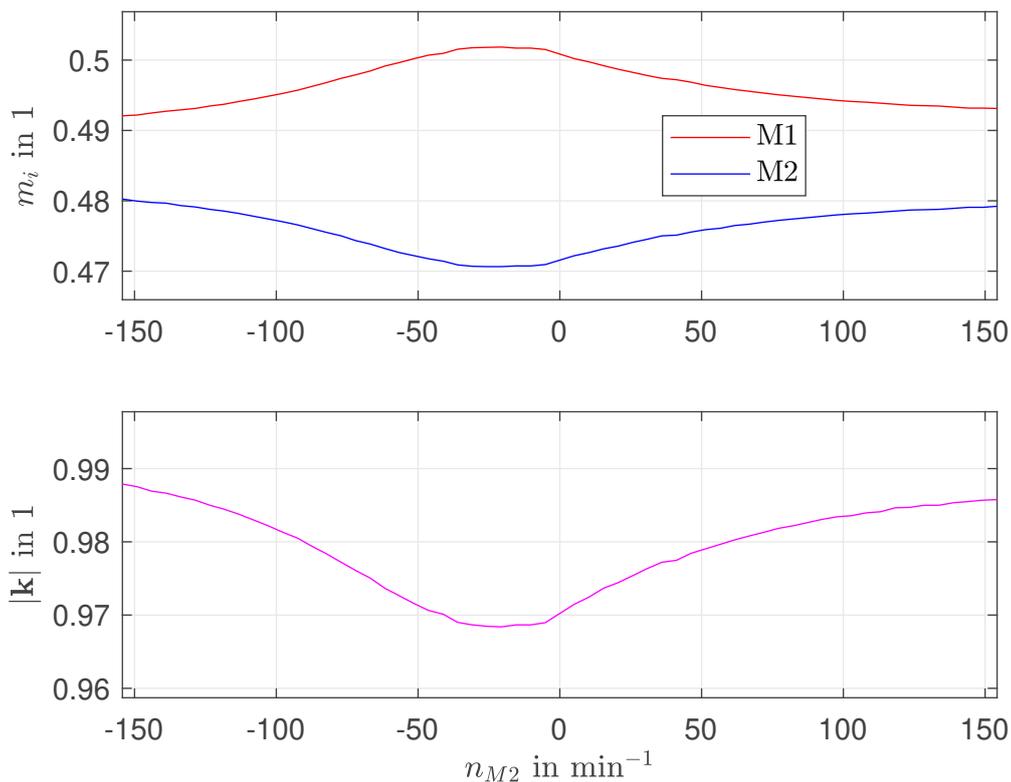


Abbildung 6.2: Messergebnis der Bezugsregelung für $zz = 1$ und $m_{soll} = 1$

Der Wechsel der mechanischen Konstellation zu $zz = 1.5$ liefert bei Wunschk Drehmoment gleich Null die in der Abbildung 6.3 oben ersichtlichen Ergebnisse. Im Drehmomentenverlauf sind die Verläufe der Maschinen fast ident mit dem der Simulation. Dies spiegelt sich auch im k-Faktorverlauf wieder, wobei bei der Messung der Verlauf gegen die beiden Enden des Drehzahlbereichs nicht so stark abfällt bzw. im Drehzahlpunkt gleich Null nun ein Wert größer eins entstand. Der Maximalwert des auftretenden Drehmomentes der Maschine 2 deckt sich sehr gut mit der Simulation.

Erwartet man nun ein Gesamtdrehmoment von eins, folgen die Verläufe der Abbildung 6.3 unten denselben Tendenzen wie bei $m_{soll} = 0$. Hier jedoch ist der k-Faktor im Drehzahlpunkt gleich Null noch größer geworden, was höchstwahrscheinlich aus der Temperaturerhöhung entstanden ist. Die beiden Messungen, also für $m_{soll} = 0/1$, sind hintereinander durchgeführt worden.

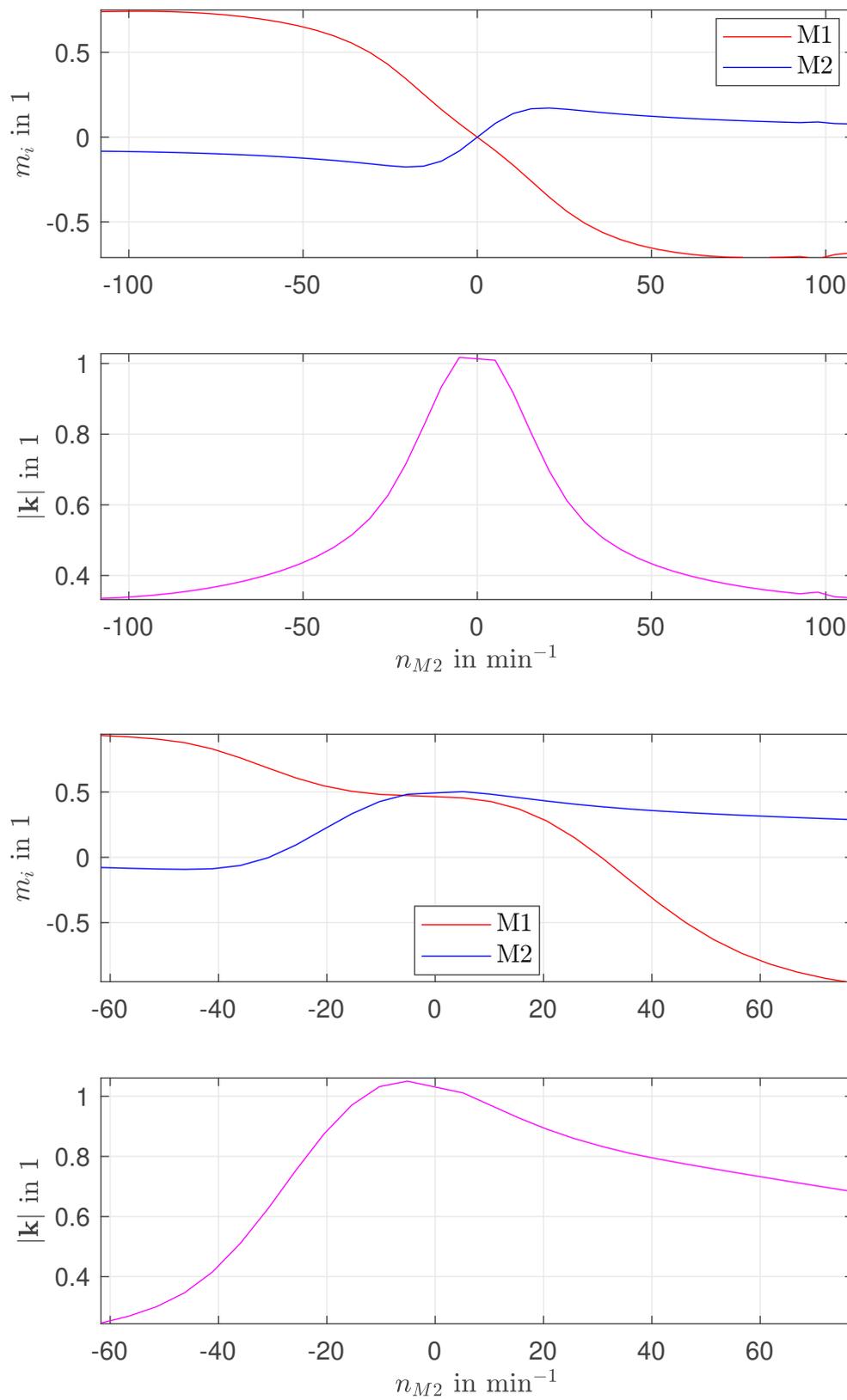


Abbildung 6.3: Messergebnis der Bezugsregelung für $z z = 1.5$ und $m_{soll} = 0$ bzw. $m_{soll} = 1$

Die Messergebnisse des durch die Abnahme des Riemens erzeugten mechanischen Leerlaufs der Maschine 1 sind in der Abbildung 6.4 dargestellt. Es ist ersichtlich, dass sich praktisch betrachtet ein vernachlässigbares Drehmoment in den Maschinen entwickelt, welche die Summenbedingung erfüllen. Die Ursache liegt wahrscheinlich in dem nicht idealen Leerlauf der Maschinen, welche eine y-Komponente des Einzelstroms ungleich Null zuzufolge hat. Nichtsdestotrotz ist der Verlauf des k-Faktors ebenso fast wie in der Simulation erwartet. Erwähnenswert sei hier noch, dass die Verläufe aus Abbildung 6.4 nicht differenzierbar sind, sprich es ist kein glatter Verlauf der Ableitungen vorhanden. Es konnte nicht mehr herausgefunden werden diesbezüglich, als dass man ebenso einen nicht differenzierbaren Verlauf des Betrages der Rotorflussraumzeiger hat bei stetig differenzierbaren Verläufen der Komponenten der Einzelströme im rotorflussfesten Koordinatensystem.

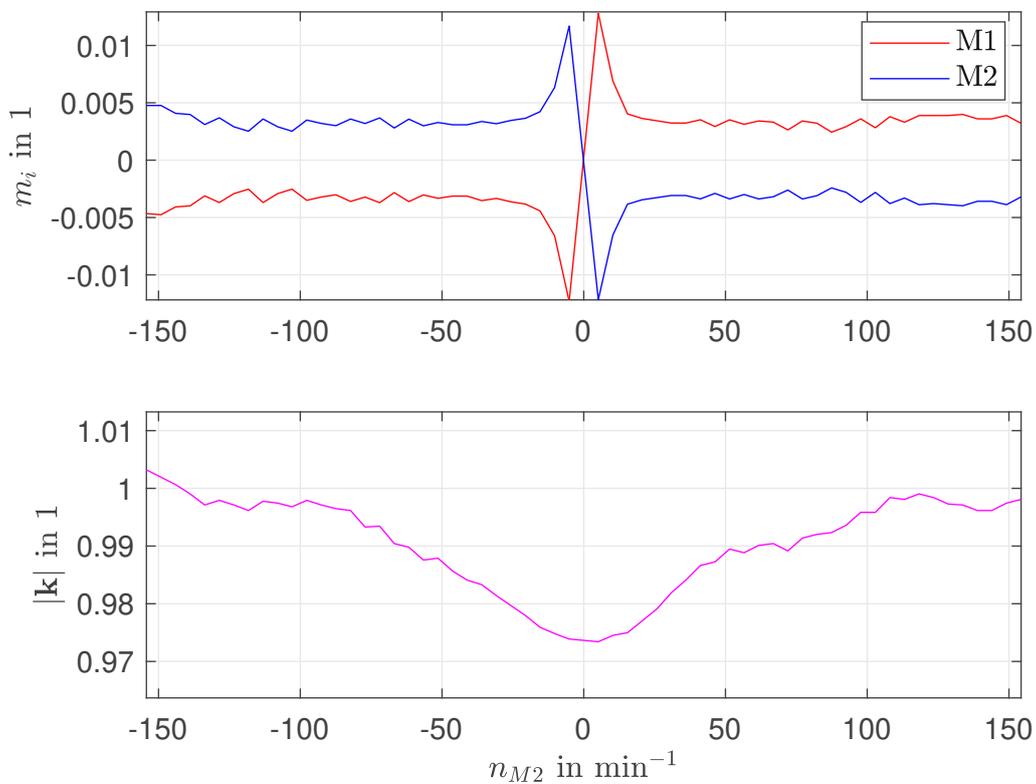


Abbildung 6.4: Messergebnis der Bezugsregelung für $z_z = 0$ und $m_{soll} = 0$

Die Verläufe verlieren bei einem Wunscht Drehmoment von eins dieses zitternde Verhalten, wie aus der Abbildung 6.5 zu entnehmen ist. Man erkennt nun wieder ein abweichendes Drehmomentverhalten der Maschine 2 sowie des k-Faktorverlaufes. Das Drehmoment ist im negativen Drehzahlbereich um einen Offset kleiner in Bezug auf das Simulationsergebnis. Weiters erkennt man bei der Erfahrung des Drehrichtungswechsels der Maschine 1, dass diese ebenso ein Drehmoment von ca. 4% entwickelt, welches in der Simulation nicht auftritt. An dieser Stelle wurde die Messung nochmals wiederholt und eine längere Zeit abgewartet, um etwaige vernachlässigte Zeitkonstante noch zu respektieren. Jedoch lieferte

auch nach einer Wartezeit von einer Minute die Messung in diesem Bereich dasselbe Ergebnis.

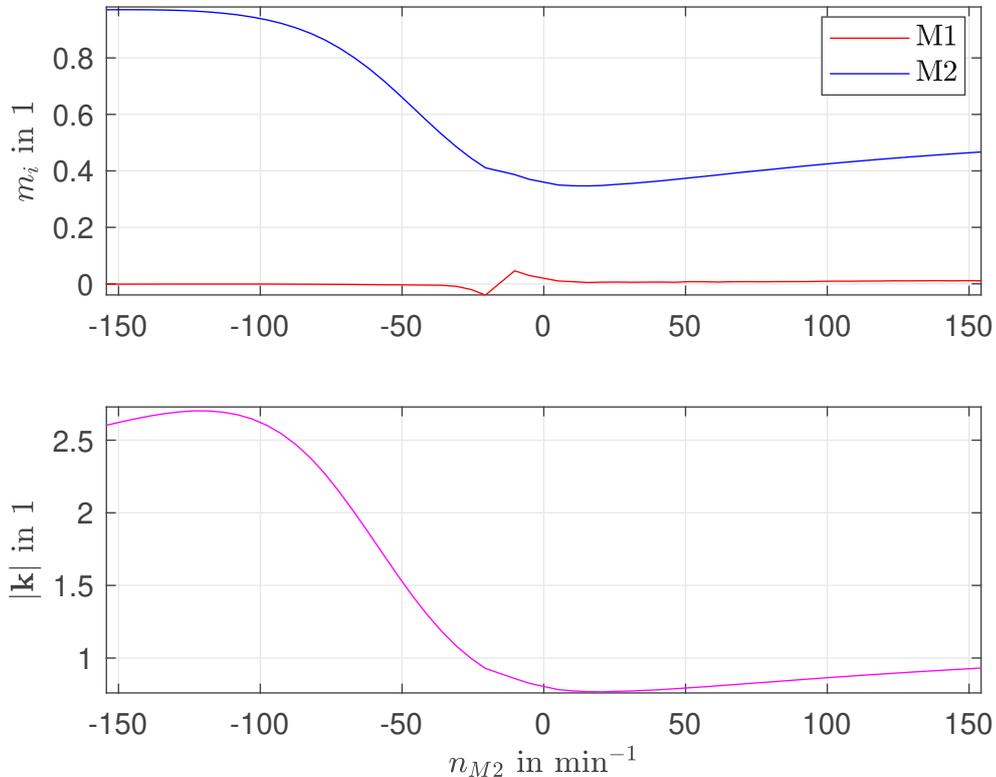


Abbildung 6.5: Messergebnis der Bezugsregelung für $zz = 0$ und $m_{soll} = 1$

6.2 Messergebnisse der summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle

Als Abschluss dieses Kapitels folgen nun die Regelungsergebnisse einer Regelungsstrategie, von der man erwarten würde, dass sie prinzipiell gleich gut ist wie der Bezug. Daher werden diese Messergebnisse mit den Messergebnissen der Bezugsregelung aus dem vorangegangenen Kapitel verglichen werden. Das heißt, nun werden Messergebnisse der summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle mit den Messergebnissen aus der Bezugsregelung verglichen, und nicht wie bisher mit deren Simulationsergebnisse. Die Reihenfolge der Aufzählung bleibt wie gewöhnlich dieselbe.

Damit ist in der Abbildung 6.6 oben das Ergebnis für die drehmomentlose Konfiguration ersichtlich. Im Prinzip sind hier keine nennenswerten Unterschiede vorhanden.

Dasselbe ist für die Erhöhung des Wunschkrehmomentes auf eins in derselben Abbildung unten erkennbar, wo man bei genauerer Betrachtung sagen kann, dass diese Variante besser ist. Dies folgt aus dem etwas besseren k-Faktorverlauf. Somit wäre die aktuelle Regelungsstrategie für die beiden Konstellationen besser geeignet.

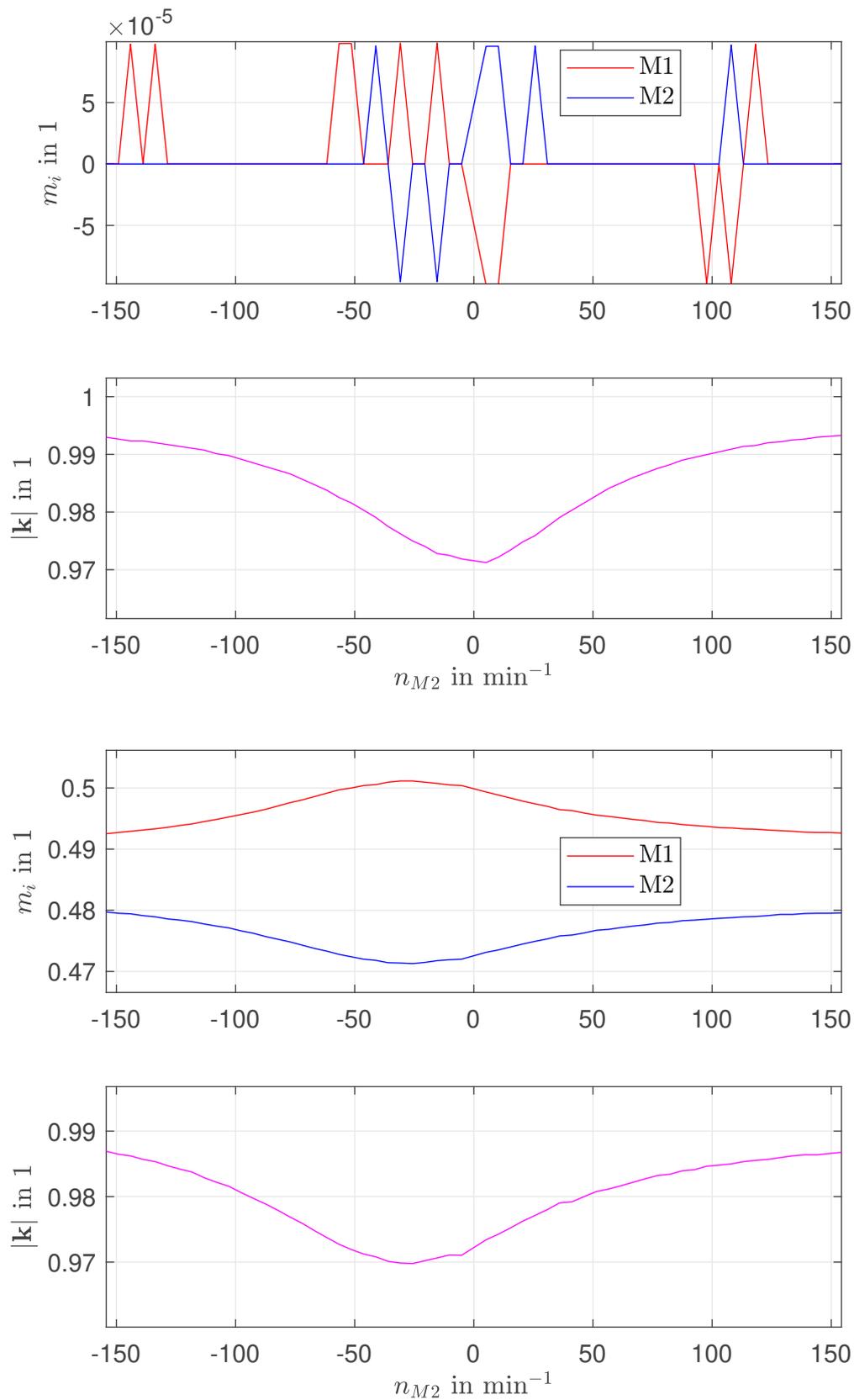


Abbildung 6.6: Messergebnis der summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $z z = 1$ und $m_{soll} = 0$ bzw. $m_{soll} = 1$

In der Abbildung 6.7 ist für die Konstellation mit $zz = 1.5$ und einem Wunschgesamtdrehmoment gleich Null erkennbar, dass in Summe das Drehmomentverhalten sich verbessert hat und der k-Faktorverlauf idealer geworden ist. Dies ist auf die Einzeldrehmomenterzeugnisse zurückzuführen, welche bei der aktuellen Regelungsstrategie betragslich größer sind als jene in Bezug und damit durch die unterschiedlichen Vorzeichen in Summe ein dem Wunschgesamtdrehmoment ähnlicheres Ergebnis geboten wird. Da ein Gesamtdrehmoment vom Antrieb erwünscht ist, spricht man hier von einer Verbesserung des Bezugs.

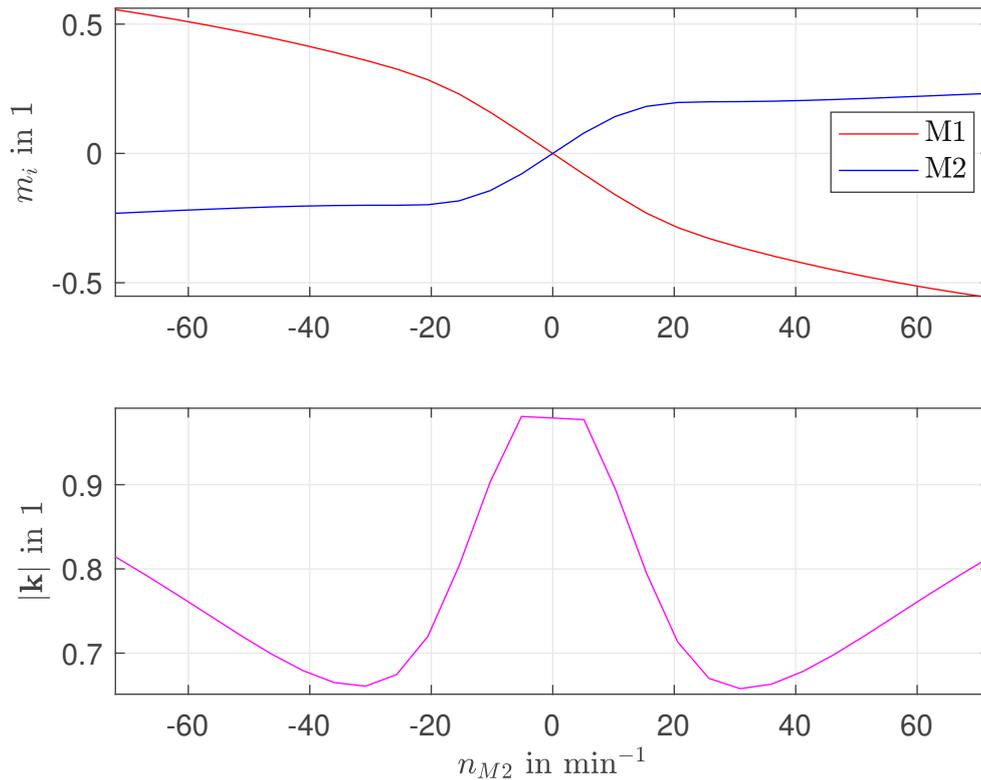


Abbildung 6.7: Messergebnis der summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $zz = 1.5$ und $m_{soll} = 0$

Die Situation entspricht weiter zu Gunsten der Regelung mittels der Einzelmaschinenmodelle, wenn man das Wunschdrehmoment auf eins erhöht, denn da zeigt die Abbildung 6.8 oben in allen Verläufen bessere Ergebnisse als jene des Bezugs. Einerseits ist die Stromaufnahme symmetriert worden und andererseits ist das Summendrehmoment im gesamten Drehzahlbereich nicht nur positiv, sondern auch ziemlich nahe dem Regelungsziel.

Die Messergebnisse der mechanischen sowie der elektrischen Leerlaufkonstellation ist in der Abbildung 6.8 unten dargestellt, wobei diese einerseits dem riemenlosen Betrieb und andererseits der Wunschdrehmomentvorgabe gleich Null entsprechen, und weist wie bei der Bezugsmessung ein zittern in den Zuständen auf. Hier kann man ebenso meinen, dass es keinen Unterschied macht, welche Regelungsstrategie angewandt wird.

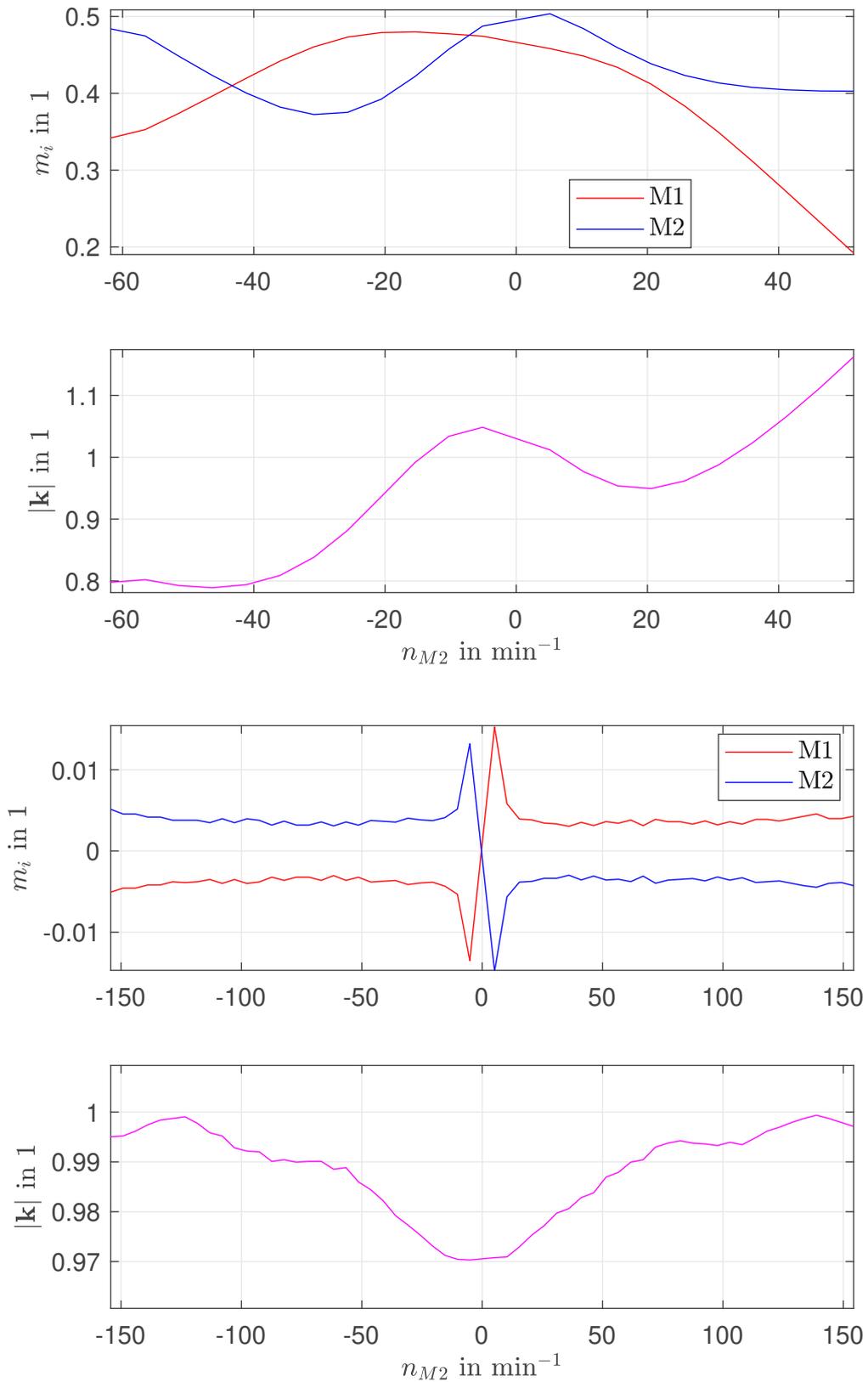


Abbildung 6.8: Messergebnis der summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $z_z = 1.5$ und $m_{soll} = 1$ bzw. $z_z = 0$ und $m_{soll} = 0$

Die letzte Variation ist hiermit das Wunschk Drehmoment auf eins zu erhöhen und ist in der Abbildung 6.9 ersichtlich. Auch hier erlebt die Maschine 1 einen Drehrichtungswechsel, wo jedoch der Ort des Wechsels nun bei der mechanischen Drehzahl von ca. -100 min^{-1} liegt. Im Simulationsresultat von Abbildung 5.20 hat der Drehrichtungswechsel außerhalb des betrachteten Drehzahlbereichs stattgefunden. Dies ist in der abrupten Änderung der Größen in der Abbildung erkennbar. Das jedoch der Drehrichtungswechsel tatsächlich passiert, folgt einerseits durch einen Blick auf der Rotorwelle während der Messung und andererseits kann dies durch den erweiterten Ausschnitt der Ergebnisse, wie im Kapitel 5 angewandt, erkannt werden. In diesem gesamten Kapitel wurde auf diese Abbildung verzichtet. Man erkennt auch, dass diese Änderung abrupt durchgeführt wird und bei genauerer Betrachtung sieht man auch hier ein entwickeltes Drehmoment der Maschine 1, wo jedoch die Höhe auf ca. 1% reduziert ist. Ebenso ist der Verlauf des k-Faktors auch ein schlechterer im betrachteten Drehzahlbereich. Damit wäre diese Regelungsvariante für diese Konstellation eher ungeeignet.

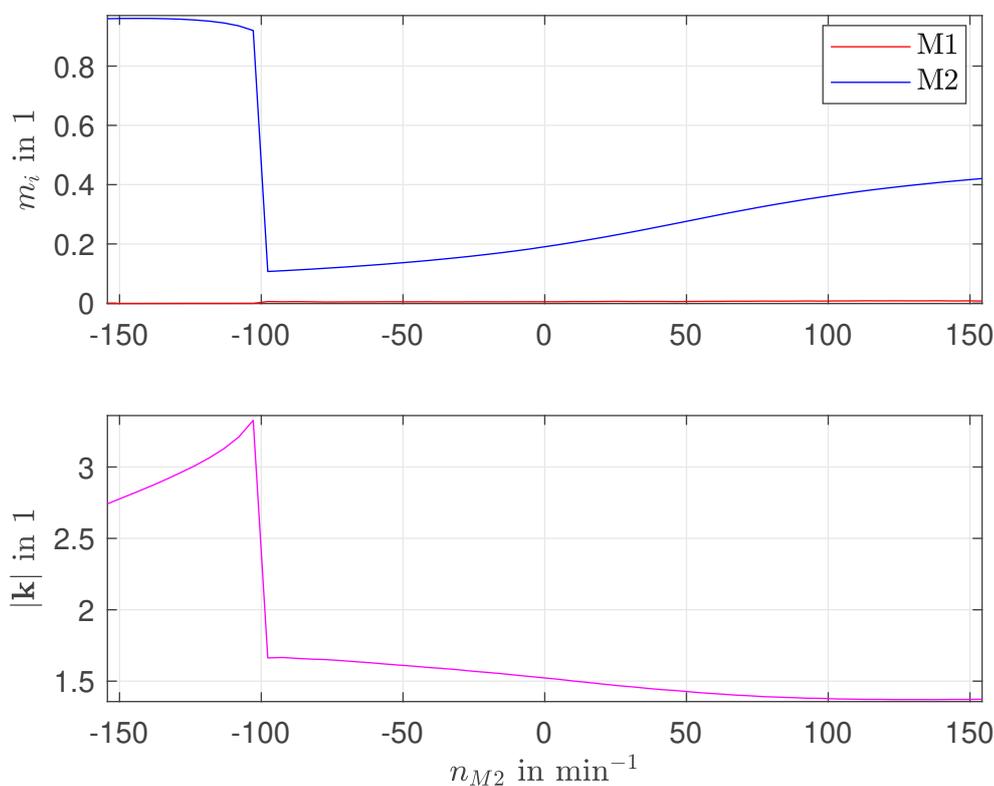


Abbildung 6.9: Messergebnis der summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $z_z = 0$ und $m_{soll} = 1$

Hiermit ist das Ende des Hauptteils dieser Arbeit erreicht worden. Abschließend folgt nun im nächsten Kapitel eine Zusammenfassung aller Erkenntnisse und ein Ausblick der noch weiteren möglichen Tätigkeiten an diesem Prüfstand.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Die erfolgreiche Modellbildung zeigt sich im Vergleich der Lösungen der Simulation mit den Messergebnissen. Dementsprechend können Erweiterungen an der Modellbildung oder an der Implementierung in MATLAB vorgenommen werden. Darunter versteht man die Berücksichtigung diverser Verluste wie die Eisen- und Umrichterverluste. Des Weiteren kann man auch die Parameter der Maschinen mit einer Temperaturabhängigkeit erweitern, um hier die Starrheit des Systems zu lösen und ebenso kann man auch die messtechnische Erfassung dieser ausbauen. In der Literatur gibt es hierzu fortgeschrittene Ansätze. In der Raumzeigerbeschreibung der Drehstrommaschinen gibt es auch noch die Möglichkeit, die Oberwellenphänomene mathematisch zu beschreiben und diese ebenso zu berücksichtigen. Eine weitere Option neben der Nutzung von MATLAB wäre noch von der mathematischen Modellierung hin zur Finiten-Elemente-Methode überzugehen, um genauere Informationen zum Beispiel über die Feldverteilung innerhalb der Maschine zu erhalten. Dies kann ebenso mit MATLAB/SIMULINK gekoppelt werden. Abgesehen davon kann die simulative Betrachtung nicht nur das prädizierte Verhalten vorweisen, sondern auch neue, unbekannte Dynamik zum Vorschein bringen. Dies war konkret zum Beispiel bei der Konstellation in Abbildung 5.20 der Fall, in der der Drehrichtungswechsel zum Vorschein gekommen ist. Deswegen gilt es dann durch vertiefenden Analysen der Dynamik, verschieden gewählte Sollvorgaben der Regelung bzw. Regelungsvariationen abseits der hier besprochenen bei gleichbleibender Parameterbelegung genau diese Phänomene ihrem Ursprung zuzuordnen. Damit wird die Unklarheit über die Herkunft dieses Verhaltens deutlicher.

Bezugnehmend auf die Möglichkeiten der Reduktion der Asymmetrie wurde in der Arbeit gezeigt, dass neben dem schon in der Praxis eingesetzten Ansatz dennoch in vielen Situationen Verbesserungsmöglichkeiten existieren. Man kann weiter den Weg einer einzigen Regelungsstrategie gehen und diese fest vorgeben. Des Weiteren ist es aber sinnvoller, abhängig davon ob man im Links- oder im Rechtslauf der Maschinen ist, auf Strukturumschaltungen der Regelungen überzugehen. Es zeigte sich in fast allen Fällen, dass der verallgemeinerte Regelungsansatz der summenfeldorientierten Regelung die beste Lösung bietet. Die Wahl der Parameter muss jedoch bestimmt werden. Dies benötigt jedoch eine genauere Analyse im Vorhinein und ist damit zeitintensiver als die starre Regelungsstrategie. Die Variation der Stromsollkomponenten ist hinsichtlich diesem zeitintensiven Aspekts keine schlechte Option, da lediglich die Resultate der einzelnen Ergebnisse einer prozentmäßigen Änderung betrachtet werden und man keine neue Implementierung vornehmen muss. Man beachte, dass unter anderen Randbedingungen als hier gesetzt diese Regelungsmöglichkeit als sinnvoll zu betrachten und damit nicht zu verwerfen ist. In einigen Drehzahlbereichen kann dies sicherlich zielführend sein. Als mögliche Versuche können zum Beispiel unterschiedliche Sollkomponenten unterschiedlich hoch variiert werden oder eine lineare Skalierung der Sollkomponenten bezogen auf den mechanischen Drehzahlunterschied der Einzelmaschinen vorgenommen werden, um zum Beispiel maximal die Komponenten

auf einen bestimmten Wert zu erhöhen. Es hat sich weiters herausgestellt, dass mit den gezeigten Regelungen alle unangenehmen Konstellationen, sei es mechanisch, elektrisch durch deren Drehmomentvorgaben oder beide überlagert, bzw. Extremsituationen, der geschlossene Regelkreis dennoch immer stabil bleibt.

Im Hinblick auf verfeinerte Analysen ist es noch möglich, Simulationen bezogen auf die Messergebnisse neu zu beurteilen. Das bedeutet, den Bezug nicht auf eine Simulation zu setzen sondern auf die reale Messung. Ebenso können auch einige neue hier gezeigte Regelungsvarianten, die auf die Einzelmaschinenmodelle angewandt worden sind, auf die in der Praxis verwendete Gesamtmaschinenmodellvariante übertragen werden, wie die inverse summenfeldorientierte Regelung usw.. Interessant wäre auch die Betrachtung dieser Regelungsstrategien, wenn man statt der mittleren Drehzahlen Versuche mit einerseits der höheren und andererseits der niedrigeren mechanischen Drehzahl dem Modell durchführt. Bezogen auf die Variante mit der Stromsollkomponentenvorgabe kann man auch beispielsweise erweitert als Bedingung einen festgelegten Strombetrag vorgeben, wohin dann beide Komponenten bei einer Variation geändert werden müssen.

Um nun auch den in der Praxis zugelassenen Änderungen treu zu bleiben, kann man die gezeigten Simulationen mit einem $zz = 1.03$ durchführen, um genauer beurteilen zu können, ab wann welche Regelungsstrategie interessant wird. Leider gibt es keine beste Lösung für alle Situationen, jedoch die Optimale hinsichtlich der Rahmenbedingungen und der Kompromisse, die man bereit ist, einzugehen. Damit kann man ein schaltendes System bezüglich der Parameter der verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung realisieren, dass je nach Drehzahlbereich immer den größten Ertrag, sprich Drehmomentausbeute bei minimierender Stromasymmetrie, erzielt. Zu guter Letzt sei noch gesagt, dass mit Gleichung (2.17) bzw. (2.18) die Möglichkeit vorhanden ist, mathematisch für bestimmte Drehzahlpunkte und in Verbindung mit Kostenfunktionen und deren Nebenbedingungen den optimalen Strombetrag heraus extrahieren. Dies könnte für mehrere Konstellationen durchgerechnet werden und die Kurven als starres System im Leitrechner hinterlegt werden, um bei Detektion des mechanischen bzw. elektrischen Zustand lediglich auf die nötige optimale Betriebskennlinie umzuschalten.

Ebenso interessant wäre die Betrachtung des Verhaltens des Gruppenantriebes, wenn man sich die Maschinenparameter wünschen dürfte. Damit kann man mit einem genauen Simulationsmodell künstlich das Verhalten konstruieren, welches gewünscht ist. Das impliziert, dass man zum Beispiel genau definierte Abläufe und Rahmenbedingungen wie Laufraddurchmesserunterschied usw. vorgibt, und dann in weiterer Folge zwar die Asymmetrie in Kauf nimmt, aber eben diese genau durch den Fertigungseingriff der zuvor getätigten Simulationen zu gewissen Stellen verschiebt bzw. minimiert.

Es hat sich für den zukünftigen Betrieb dieses Prüfstandes herausgestellt, dass die Reduktion der Stromasymmetrie unter der Bedingung der Einhaltung des Gesamtdrehmomentes möglich ist. Das gesamte Betrachtete wurde mit einem Drehgeber durchgeführt, jedoch hängt es bei der sensorlosen Variante lediglich davon ab, wie genau das erfasste Signal ist. Bleibt dieses gleich dem tatsächlichen, dann bleiben die Resultate ident diesen hier gezeigten.

Literatur

- [1] H. Neudorfer, „Elektrofahrzeuge und Bahnen“, in Skriptum und begleitenden zur Verfügung stehenden Elementen zur Vorlesung, Institut für Energiesysteme und Elektrische Antriebe, TU Wien, Austria, Okt. 2021.
- [2] K. P. Kovács, *Symmetrische Komponenten in Wechselstrommaschinen*. Basel AG: Springer, 1962.
- [3] M. Schrödl, „Elektrische Antriebe“, in Skriptum und begleitenden zur Verfügung stehenden Elementen zur Vorlesung, Institut für Energiesysteme und Elektrische Antriebe, TU Wien, Austria, Okt. 2019.
- [4] —, „Maschinen und Antriebe“, in Skriptum und begleitenden zur Verfügung stehenden Elementen zur Vorlesung, Institut für Energiesysteme und Elektrische Antriebe, TU Wien, Austria, Okt. 2018.
- [5] M. Schrödl, E. Schmidt, Th. Wolbank, F. Demmelmayr, G. Kalteis, M. Hofer, „Labor Elektrische Antriebe“, in Skriptum und begleitenden zur Verfügung stehenden Elementen zur Laborübung, Institut für Energiesysteme und Elektrische Antriebe, TU Wien, Austria, März 2020.
- [6] M. Schrödl, „Drehstromantriebe mit Mikrorechner“, in Skriptum und begleitenden zur Verfügung stehenden Elementen zur Vorlesung, Institut für Energiesysteme und Elektrische Antriebe, TU Wien, Austria, Okt. 2018.
- [7] E. R. Montero, M. Vogelsberger, M. Bazant, Th. Wolbank, „A New Approach to Detect Load Sharing of Dual-Motors Driven and Controlled by a Single Converter using Only Three Current Sensors“, in *2020 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 2020.
- [8] E. Schmidt, „Anwendung des Raumzeigerkalküls zur experimentellen Ermittlung des Streuungskoeffizienten von Drehstrom-Asynchronmaschinen in Dreieck- und Sternschaltung“, *e&E 113*, 1996.
- [9] W. Fahrner, M. Vogelsberger, Th. Wolbank, „A new technique to identify machine rotor parameters during dynamic operation and low speed“, in: Posterpräsentation bei einer Konferenz, 2018.
- [10] L. Guo, Z. Yang, F. Lin, X. Tu, „Weighted Torque Current Control for High Speed Train with Dual Induction Motors Fed by a Single Inverter“, in *IECON 2015 - 41st Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, 2015.
- [11] F. Xu, L. Shi, Y. Li, „The Weighted Vector Control of Speed-Irrelevant Dual Induction Motors Fed by the Single Inverter“, *IEEE Transactions on Power Electronics (Volume: 28, Issue: 12, December 2013)*, 2013.

- [12] F. Erturk, B. Akin, „A Robust Method for Induction Motor Magnetizing Curve Identification at Standstill“, *IEEE Access (Volume: 7)*, 2019.

Abbildungsverzeichnis

2.1	Links: Raumzeigerdarstellung einer zweipoligen Asynchronmaschine im Querschnitt. Rechts: Verschiedene Koordinatensysteme.	5
2.2	Links: Ersatzschaltbild der Asynchronmaschine. Rechts: Vereinfachtes und verwendetes Ersatzschaltbild.	7
2.3	Zusammenschaltung zweier gleich gespeisten Asynchronmaschinen.	10
2.4	Schematische Darstellung einer möglichen Erzeugung der Gesamtmaschinenzustände im statorfesten Koordinatensystem	12
3.1	Realer und schematischer Versuchsaufbau des Zwei-Maschinen-Prüfstandes	14
3.2	Variationsresultate der um 1 % erhöhten Maschinenparameter im Arbeitspunkt $S = 25 \text{ min}^{-1}$ sowie auch jener, die die Symmetrie unterstreichen. .	18
3.3	Variationsresultate der um 1 % erhöhten Maschinenparameter im Arbeitspunkt $S = 12.5 \text{ min}^{-1}$	19
3.4	Variationsresultate der um 1 % erhöhten Maschinenparameter im Arbeitspunkt $S = 0 \text{ min}^{-1}$	20
3.5	Resultate der verschiedenen Arbeitspunkte bei einer erhöhten Drehzahl der Maschine 1 um 3 %	21
4.1	Feldorientierte Regelungsstruktur des Zwei-Maschinen-Aufbaus	24
4.2	Verschiedene Ansätze der Errechnung des künstlichen Gesamtratorflusses bezogen auf die mathematisch korrekte Vektorsumme	25
4.3	Feldorientierte Regelungsstruktur für die Gesamtmaschine	27
5.1	Modellaufbau in Simulink mit Riemen des Zwei-Maschinen-Antriebes . . .	29
5.2	Aufgenommene Magnetisierungskennlinie in blau beider Maschinen im Leerlauf bei elektrischer Frequenz $\omega_{el} = 0.293$ sowie die lineare	32
5.3	Absolute Verläufe der k-Faktoren und Differenzverläufe $\Delta \mathbf{k} = \mathbf{k}_{\text{Messung}} - \mathbf{k}_{\text{Real}} $ bzw. $ \mathbf{k}_{\text{Linear}} $ bezüglich der Messung	33
5.4	Modellaufbau in Simulink des Leerlauffalls des Zwei-Maschinen-Antriebes	34
5.5	Simulationsresultate der Bezugsregelung für $zz = 1$ und $m_{soll} = 0$	37
5.6	Simulationsresultate der Bezugs- und der Regelung auf Maschine 1 für $zz = 1$ und $m_{soll} = 0$	39
5.7	Simulationsresultate der Bezugsregelung für $zz = 1$ und $m_{soll} = 1$	40
5.8	Simulationsresultate der Bezugs- und der Regelung auf Maschine 1 bzw. 2 für $zz = 1$ und $m_{soll} = 1$	41
5.9	Simulationsresultate der Bezugsregelung für $zz = 1.5$ und $m_{soll} = 0$	42
5.10	Simulationsresultate der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $zz = 1.5$, $m_{soll} = 0$, $k_{\psi} = 0$ und $k_i = 0.35$	43

5.11	Simulationsresultate der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $zz = 1.5$, $m_{soll} = 0$, $k_\psi = 0.65$ und $k_i = 1$	44
5.12	Erweiterter Ausschnitt der Simulationsresultate der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $k_\psi/k_i = 0/0.35$ bzw. $k_\psi/k_i = 0.65/1$, $zz = 1.5$ und $m_{soll} = 0$	45
5.13	Simulationsresultate der Bezugsregelung für $zz = 1.5$ und $m_{soll} = 1$	46
5.14	Simulationsresultate der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $k_\psi/k_i = 0.7/0.7$ bzw. $k_\psi/k_i = 0/1$, $zz = 1.5$ und $m_{soll} = 1$	47
5.15	Erweiterter Ausschnitt der Simulationsresultate der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $k_\psi/k_i = 0.7/0.7$ bzw. $k_\psi/k_i = 0/1$, $zz = 1.5$ und $m_{soll} = 1$	48
5.16	Simulationsresultate der Bezugsregelung für $zz = 0$ und $m_{soll} = 0$	49
5.17	Simulationsresultate der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $zz = 0$, $m_{soll} = 0$, $k_\psi = 1$ und $k_i = 0$	50
5.18	Erweiterter Ausschnitt der Simulationsresultate der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $k_\psi/k_i = 1/0$, $zz = 0$ und $m_{soll} = 0$	51
5.19	Simulationsresultate der Bezugsregelung für $zz = 0$ und $m_{soll} = 1$	52
5.20	Simulationsresultate der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $zz = 0$, $m_{soll} = 1$, $k_\psi = 0$ und $k_i = 0.95$	53
5.21	Erweiterter Ausschnitt der Simulationsresultate der Bezugs- und verallgemeinerten summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $k_\psi/k_i = 0/0.95$, $zz = 0$ und $m_{soll} = 1$	54
6.1	Messergebnis der Bezugsregelung für $zz = 1$ und $m_{soll} = 0$	58
6.2	Messergebnis der Bezugsregelung für $zz = 1$ und $m_{soll} = 1$	59
6.3	Messergebnis der Bezugsregelung für $zz = 1.5$ und $m_{soll} = 0$ bzw. $m_{soll} = 1$	60
6.4	Messergebnis der Bezugsregelung für $zz = 0$ und $m_{soll} = 0$	61
6.5	Messergebnis der Bezugsregelung für $zz = 0$ und $m_{soll} = 1$	62
6.6	Messergebnis der summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $zz = 1$ und $m_{soll} = 0$ bzw. $m_{soll} = 1$	63
6.7	Messergebnis der summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $zz = 1.5$ und $m_{soll} = 0$	64
6.8	Messergebnis der summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $zz = 1.5$ und $m_{soll} = 1$ bzw. $zz = 0$ und $m_{soll} = 0$	65
6.9	Messergebnis der summenfeldorientierten Regelung der Einzelmaschinenmodelle für $zz = 0$ und $m_{soll} = 1$	66

Eidesstattliche Erklärung

Hiermit erkläre ich, dass die vorliegende Arbeit gemäß dem Code of Conduct – Regeln zur Sicherung guter wissenschaftlicher Praxis (in der aktuellen Fassung des jeweiligen Mitteilungsblattes der TU Wien), insbesondere ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel, angefertigt wurde. Die aus anderen Quellen direkt oder indirekt übernommenen Daten und Konzepte sind unter Angabe der Quelle gekennzeichnet. Die Arbeit wurde bisher weder im In- noch im Ausland in gleicher oder in ähnlicher Form in anderen Prüfungsverfahren vorgelegt.

Wien, im Februar 2023

Koneski Darko