

Entwicklung und Untersuchung eines Lineargenerators für ein Hybridfahrzeug

Dipl.-Ing. Frank Rinderknecht

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik der
Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs
genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. R. Kennel

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. H.-G. Herzog
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. N. Parspour,
Universität Stuttgart

Die Dissertation wurde am 01.10.2009 bei der Technischen Universität München eingereicht
und durch die Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik am 22.11.2011
angenommen.

Vorwort

Diese Arbeit entstand im Laufe meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Fahrzeugkonzepte des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt unter der Leitung von Prof.Dr.-Ing. Horst E. Friedrich.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof.Dr.-Ing. Hans-Georg Herzog von der Technischen Universität München für die begleitende Betreuung dieser Arbeit und der Übernahme des Referats. Frau Prof.Dr.-Ing. Nejila Parspour von der Universität Stuttgart danke ich für die Übernahme des Koreferats.

Bei Dr.-Ing. Markus Gräf, einem der Väter des Freikolbenlineargenerators, möchte ich mich für die Unterstützung und die vielen kreativen Gespräche bedanken. Das Projekt Freikolbenlineargenerator, in dessen Rahmen diese Arbeit verwirklicht werden konnte, verdankt seine Existenz seinem unermüdlichen Schaffen.

Für das Ermöglichen des zielgerichteten Forschens am Institut möchte ich mich bei Herrn Dr.-Ing. Peter Treffinger bedanken. An meinen Kollegen Dr.-Ing. Sven-Erik Pohl geht ein herzlicher Dank für die freundschaftliche Zusammenarbeit in unserer gemeinsamen Zeit am DLR. Durch die Studien- und Diplomarbeiter Thomas Schröck, Michael Riedel und Gerd Kaiser zusammen mit den studentischen Hilfskräften Oliver Lang, Jan-Hendrik Wendisch, Matthias Bürger, Matthias Krespach und Simon Teufel erfuhr ich tatkräftige Unterstützung. Danke für die angenehme und fruchtbare Zusammenarbeit. Des Weiteren möchte ich mich bei allen Kollegen im DLR bedanken, mit denen eine angenehme und zielführende Zusammenarbeit von Beginn an möglich war.

Meiner Frau Melanie möchte ich für die Motivation, Unterstützung und Toleranz in dieser Zeit herzlich danken.

Böblingen, im September 2009

Frank Rinderknecht

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit einem Lineargenerator, der in einem Freikolbenlineargenerator zum Einsatz kommt. Bei dem Freikolbenlineargenerator handelt es sich um eine Energiewandlungseinheit, die chemische in elektrische Energie umsetzt. Sie verfügt über einen hohen Wirkungsgrad in allen Lastpunkten. Diese Eigenschaft prädestiniert den Freikolbenlineargenerator für den Einsatz in Systemen mit dynamisch wechselnden Anforderungen an die zu wandelnden Energiemengen. Als Trägersystem, in welchem diese Eigenschaft zur Geltung kommt, wird in dieser Arbeit von einem hybridisierten Fahrzeug ausgegangen. Ziel ist eine signifikante Reduktion des Treibstoffverbrauchs.

Die aus den komplexen Randbedingungen des Lineargenerators resultierenden Anforderungen werden im Rahmen dieser Arbeit analysiert und in einen theoretischen Ansatz überführt. Aus diesem Ansatz ergeben sich unter Berücksichtigung weiterer Eigenschaften wie Energieeffizienz und ökonomischer Herstellungsverfahren ein analytisches und ein numerisches Maschinenmodell. Mit diesen Modellen und unter Verwendung einer Lineargeneratorsimulation, in der die Leistungselektronik und Regelungstechnik einbezogen werden, wird der Lineargenerator optimiert. Des Weiteren wird die Konstruktion des Prototyps mit parallel verlaufender Entwicklung unterschiedlicher Fertigungs- und Qualitätssicherungsprozesse dargestellt. Basierend auf der Konstruktion und den aus der Entwicklung der Prozesse gewonnenen Erkenntnissen wird der Aufbau des Lineargenerator-Prototypen beschrieben. Da auf dem Markt keine Prüfstandsumgebung verfügbar ist, erfolgt im Rahmen dieser Arbeit die Konzeption, die Auslegung und der Aufbau einer neuen Prüfumgebung zur Vermessung des Lineargenerators. Die in dieser Prüfumgebung gewonnenen Messergebnisse werden mit den Berechnungsergebnissen verglichen und bewertet.

Mit dieser Arbeit steht eine umfassende Beschreibung eines auf eine spezifische Anwendung ausgelegten Lineargenerators zur Verfügung - mit Berechnung, Aufbau, Prüfumgebung und Messergebnissen.

Abstract

The presented paper studies a linear generator to be used in a free-piston linear generator for the conversion of chemical into electrical energy. A free-piston linear generator is an energy conversion unit with a high degree of efficiency in all load points. This feature predestined the free-piston linear generator for the use in systems with dynamically changing requirements regarding the amount of energy to be converted. This paper assumes a hybrid-vehicle as carrier system, in which this feature shows to advantage. The goal is a significant reduction of fuel consumption. Within the scope of this paper the requirements resulting from the complex border conditions of the linear generator will be analyzed and transferred into a theoretical approach. Considering further characteristics such as energy efficiency and economic manufacturing, this approach can be translated into an analytical and a numerical machine model. The linear generator is optimized using these models and using a linear generator simulation including power electronics and control systems. Furthermore, the prototype construction with simultaneous development of different manufacturing and quality assurance processes is presented. The design of the linear generator prototype is described based on the construction and the finding obtained during process development. As no commercially available test bed environment exists, concept, design and assembly of a new test environment for measuring the linear generator is performed within the scope of this task. The measurement results obtained in this test environment are compared with the calculated results and analyzed.

This paper provides a comprehensive description of a linear generator designed for a specific application including calculation, assembly, test environment and measurement results.

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen	i
1 Einführung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Freikolbenlineargenerator	3
1.2.1 Prinzip des FKLG	3
1.2.2 Eigenschaften des FKLG	6
1.2.3 Kompakter Basismodulansatz	8
1.2.4 Anwendungen	8
1.3 Stand der Technik	12
2 Randbedingungen des Lineargenerators	15
2.1 Geforderte Leistung	15
2.2 Geforderter Bewegungsverlauf	19
2.3 Thermische Belastbarkeit	20
2.4 Geringe Herstellkosten	22
3 Basiskonzept der Linearmaschine	23
3.1 Lineargeneratortyp	23
3.2 Magnetischer Kreis	24
3.3 Elektrischer Aufbau	25
3.4 Geometrie	26
3.5 Zusammenfassung Konzept	27
4 Berechnung der Linearmaschine	28
4.1 Eingesetzte Berechnungssoftware	28
4.2 Analytische Maschinenberechnung	31
4.2.1 Statorstrombelag	31
4.2.2 Statoranteil der Luftspaltinduktion (Ankerrückwirkung)	34
4.2.3 Läuferanteil der Luftspaltinduktion (Erregerfeld)	34
4.2.4 Resultierende Luftspaltinduktion	39
4.2.5 Axialkraft	40

4.2.6	Hauptinduktivität	42
4.2.7	Streuinduktivitäten	43
4.2.8	Ohmscher Widerstand	44
4.2.9	Ersatzschaltbild	45
4.2.10	Zeigerdiagramm	46
4.3	Numerische Maschinenberechnung	47
4.3.1	Statoranteil der Luftspaltinduktion (Ankerrückwirkung) . . .	49
4.3.2	Läuferanteil der Luftspaltinduktion (Erregerfeld)	49
4.3.3	Axialkraft	50
4.3.4	Fluss	57
4.3.5	Induzierte Spannung	57
4.3.6	Rastkräfte	58
4.4	Verluste	62
4.4.1	Eisenverluste	63
4.4.2	Kupferverluste	64
4.4.3	Zusatzverluste	66
4.5	Wirkungsgrad	67
5	Simulation	70
5.1	Systemsimulation Maschine-Umrichter-Regelung	70
5.1.1	Modellaufbau	70
5.1.2	Ergebnisse	72
5.2	Thermisches Modell	72
5.2.1	Berechnung Parameter	75
5.2.2	Ergebnisse	86
6	Realisierter Maschinenaufbau	91
6.1	Stator	91
6.1.1	Spulentechnologie	91
6.1.2	Verbindungstechnologie	92
6.1.3	Vergusstechnologie	93
6.1.4	Statordaten	94
6.2	Läufer	95
6.2.1	Magnetfixierungstechnologie	95
6.2.2	Läuferdaten	96
7	Prüfumgebung	97
7.1	Prüfumgebungsansatz	97
7.2	Leistungsanforderungen	98

7.3	Umsetzung	98
7.3.1	Substitution von Verbrennung und Luftfeder	98
7.3.2	Leistungselektronik	102
7.3.3	Regelung der Linearmaschine	103
8	Messung, Auswertung und Ergebnisse	106
8.1	Kräfte	106
8.1.1	Kraft in Abhängigkeit des Strombelags	107
8.1.2	Reibkraft	109
8.1.3	Durch Eisenverluste verursachte Kraftkomponente	113
8.1.4	Nutzkraft im dynamischen Betrieb	114
8.1.5	Rastkräfte	116
8.2	Eisenverluste	117
8.3	Wirkungsgrad des Lineargenerators	121
8.4	Prinzipbedingte Wirkungsgradreduktion	127
8.5	Geforderte Betriebspunkte	129
8.6	Induzierte Spannung	131
8.7	Thermisches Verhalten	132
9	Zusammenfassung und Ausblick	135
10	Anhang	141
10.1	Systemsimulation Maschine-Umrichter-Regelung	141
10.2	Daten thermisches Modell	144

Formelzeichen

Lateinische Symbole

Symbol	Einheit	Bezeichnung
A	m^2	Fläche
A_{Hi}	m^2	Stirnfläche des Diskretisierungselements i
a	m/s^2	Beschleunigung
a	A/m	Strombelag
a_k	-	gerader Fourierkoeffizient
b	m	Breite
b_k	-	ungerader Fourierkoeffizient
B	Vs/m^2	Flussdichte / Induktion
C	As/V	Kapazität
d	m	Durchmesser
f	$1/s$	Frequenz
F	N	Kraft
G	W/K	Wärmeleitwert
G_{ij}	W/K	Wärmeleitwert zwischen den Diskretisierungselementen i und j
$G_{ij,m}$	W/K	G zwischen den Diskretisierungselementen i und j Messung
G_r	-	Grashof-Zahl
G_r	W/K	Wärmeleitwert in radialer Richtung
g	m/s	Erdbeschleunigung
g_A	$W/(Km)$	Flächenspezifischer Wärmeleitwert
h	m	Höhe
id	A	Längsstromkomponente
iq	A	Querstromkomponente
I	A	Strom
l	m	Länge
kc	-	Carterscher Faktor
k_0	-	Oberflächenfaktor

k_n	-	Hilfsfaktor
L	H	Induktivität
L_σ	H	Streu-Induktivität
L_h	H	Haupt-Induktivität
m	m	Masse
N	-	Windungszahl
Nu	-	Nusselt-Zahl
n	-	Anzahl
p	N/m^2	Druck
P	W	Leistung
PI	-	Proportional / Integral
Pr	-	Prandtl-Zahl
P_v	W	Verlustleistung
P_{vel}	W	elektrische Verlustleistung
P_{vcu}	W	Kupfer-Verlustleistung
P_{vfe}	W	Eisen-Verlustleistung
P_{vo}	W	Oberflächen-Verlustleistung durch NutungsOberwellen
P_{vpn}	W	Pulsations-Verlustleistung
\dot{Q}	W	Wärme
R	Ω	Widerstand
r	m	Radius
S	A/m^2	Stromdichte
s	m	Diskretisierungsdicke (horizontale Richtung)
t	s	Zeit
T	s	Periodendauer
T	K	Temperatur
U	V	Spannung
U_i	V	Induzierte Spannung
W	m	Spulenweite
V	m^2	Volumen
v	m/s	Geschwindigkeit
v_L	m/s	Läufergeschwindigkeit
w	-	Windungszahl
W	Ws	Energie
X	Ω	Reaktanz / Blindwiderstand
x	m	Koordinate
x_{Hi}	-	Anteil der Diskretisierungseinheit i

Griechische Symbole

Symbol	Einheit	Bezeichnung
α	$1/K$	Temperaturbeiwert
Ψ	Vs	verketteter Fluss
Φ	Vs	Fluss
γ_s	-	Schrägungswinkel
δ	m	Luftspalthöhe
ε	-	Verdichtung
η	-	Wirkungsgrad
κ	-	Zuschlagsfaktor Wirbelstromverluste
κ_{R10}	-	Stromverdrängungsfaktor erster Ordnung
κ_{R20}	-	Stromverdrängungsfaktor zweiter Ordnung
λ	$W/(m \cdot K)$	Wärmeoeffizient
λ_n	-	Nutstreuleitwert
λ_z	-	Zahnkopfstreuleitwert
μ_0	-	magnetische Feldkonstante
μ_{rpm}	-	Permeabilität des Permanentmagneten
ν	m^2/s	Viskosität
ν	-	Ordnungszahl
ξ_n	-	Nutslitzbreitenfaktor
ξ_s	-	Spulenfaktor
ξ_{schr}	-	Schrägungsfaktor
ρ	-	Dichte
ρ_{cu}	-	Spezifischer Widerstand
σ_{wb}	-	Materialkennwert Blechpaket
τ_s	-	Statorteilung
π	-	Läuferteilung
ϑ	K	Temperaturgefälle
ω	$1/s$	Kreisfrequenz
ω_s	$1/s$	maximale Strömungsgeschwindigkeit

Lateinische Indizes

0	Gleichanteil
0	bei Normbedingung

<i>2D</i>	zweidimensionales FEM Modell
<i>3D</i>	dreidimensionales FEM Modell
<i>a</i>	axiale Richtung
<i>ab</i>	abgegeben
<i>anal</i>	analytisch
<i>auf</i>	aufgenommen
<i>b</i>	Breite
<i>bp</i>	Blechkpaket
<i>bpr</i>	Blechkpaket radial
<i>cu</i>	Kupfer
<i>einzel</i>	Einzelanordnung
<i>eff</i>	Effektiv
<i>ek</i>	Einkopplung
<i>el</i>	elektrisch
<i>er</i>	Erregung
<i>fe</i>	Eisen
<i>g</i>	geometrisch
<i>ges</i>	gesamt
<i>H</i>	Haupt-
<i>Hy</i>	Hysterese
<i>h</i>	Höhe
<i>hy</i>	Hydraulik
<i>i</i>	ideelle
<i>i</i>	innen
<i>k</i>	Kolben
<i>kk</i>	Kühlkanal
<i>km</i>	Kühlmantel
<i>kmr</i>	Kühlmantel radial
<i>l</i>	Läufer
<i>l</i>	Länge
<i>lsp</i>	Luftspalt
<i>lu</i>	Luft
<i>Le</i>	Leiter
<i>LG</i>	Lineargenerator
<i>Lö</i>	Löt
<i>Löm</i>	Lötmittel
<i>mech</i>	mechanisch
<i>m</i>	mittel

<i>m</i>	magnetisch
<i>mot</i>	motorisch
<i>mess</i>	gemessene Größe
<i>n</i>	Nut
<i>num</i>	numerisch
<i>nutz</i>	Nutz
<i>Ober</i>	Oberfläche
<i>o</i>	Nutungsoberwellen
<i>on</i>	Wicklungsoberwellen
<i>os</i>	ohne geschrägt aufgebrachten Magneten
<i>ms</i>	mit geschrägt aufgebrachten Magneten
<i>p</i>	Polpaarzahl
<i>par</i>	Parallel
<i>pm</i>	Magnet
<i>pn</i>	Pulsation
<i>r</i>	Remanenz
<i>r</i>	Radius
<i>rech</i>	berechnet
<i>reib</i>	Reib-
<i>s</i>	Stator
<i>sp</i>	Spule
<i>st</i>	Strang
<i>stern</i>	Sternpunktverschaltung
<i>th</i>	thermisch
<i>traeg</i>	Trägheit
<i>Umg</i>	Umgebung
<i>v</i>	Verlust
<i>w</i>	Wasser
<i>wa</i>	Wand
<i>Wi</i>	Wirbelstrom
<i>w</i>	Wicklung
<i>z</i>	Zahn
<i>zusatz</i>	Zusatz

Griechische Indizes

Δ	Dreiecksverschaltung
δ_i	ideelle Luftspalthöhe
ν	Zählvariable / Ordnungszahl
ν_{lu}	kinematische Viskosität Luft
ν_w	kinematische Viskosität Wasser

Abkürzungen

<i>CO₂</i>	Kohlenstoffdioxid
<i>DLR</i>	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
<i>EVT</i>	elektronischer Ventiltrieb
<i>FEM</i>	Finite-Elemente
<i>FKLG</i>	Freikolbenlineargenerator
<i>H</i>	horizontal
<i>HCCI</i>	Homogeneous Charge Compression Ignition
<i>LG</i>	Lineargenerator
<i>NEFZ</i>	neuer europäischer Fahrzyklus
<i>NO_x</i>	Stickoxid
<i>OT</i>	oberer Totpunkt
<i>PWM</i>	Pulsweitenmodulation
<i>PP</i>	Peak to Peak
<i>SQL</i>	Structured Query Language
<i>ST37</i>	Baustahl
<i>UR</i>	Umrichter
<i>UT</i>	unterer Totpunkt
<i>V</i>	vertikal

1

Einführung

1.1

Motivation

Die Gesellschaften des 21. Jahrhunderts sehen sich vor große Herausforderungen gestellt. Dazu gehört der Erhalt klimatischer Bedingungen, die eine Versorgung der Menschen mit ausreichend Nahrungsmitteln und Lebensraum ermöglicht. Seit geraumer Zeit warnt eine zunehmende Zahl von Klimaforschern vor einer Verstärkung des natürlichen Treibhauseffekts durch das Einbringen von Treibhausgasen in die Atmosphäre und einem daraus resultierenden Klimawandel. Vermehrt weisen Indizien, wie zum Beispiel Naturkatastrophen und Veränderungen von geografischen Lebensräumen in Flora und Fauna, auf klimatische Veränderungen hin. Um diesen Verdacht auf einer breiten wissenschaftlichen Basis anerkannter und objektivierbarer Grundlagen zu bestätigen, wurde der IPCC-Bericht (UN-Klimabericht) erstellt. Aus dem IPCC-Bericht ergibt sich, dass der stärkste Treiber des Klimawandels das

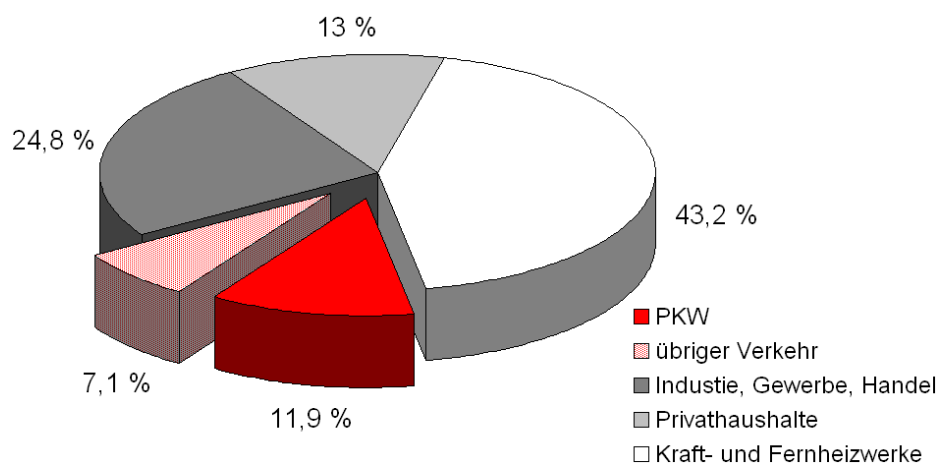


Abbildung 1.1 CO₂ Quellen [1]

CO₂ ist. Die CO₂ emittierenden Hauptquellen in Deutschland sind in Abbildung

1.1 dargestellt. Im Jahr 2007 hatten die nicht erneuerbaren Energien am Primärenergieverbrauch einen Anteil von 93,8 Prozent. Mit 87,7 Prozent war der Anteil der fossilen Energieträger mit Abstand der größte. Fossile Energieträger sind nur in begrenztem Maße vorhanden, so dass es durch eine Entnahme aus den vorhandenen Lagerstätten zu einem irreversiblen Verbrauch der Ressourcen kommt. Die Neubildungsgeschwindigkeit von solchen Lagerstätten ist im Verhältnis zur momentanen Entnahmegeschwindigkeit zu vernachlässigen. Die Ergebnisse der BP Statistical Review of World Energy June 2008 Studie [2] zum Thema Reichweite der fossilen Energieträger sind in Abbildung 1.2 dargestellt.

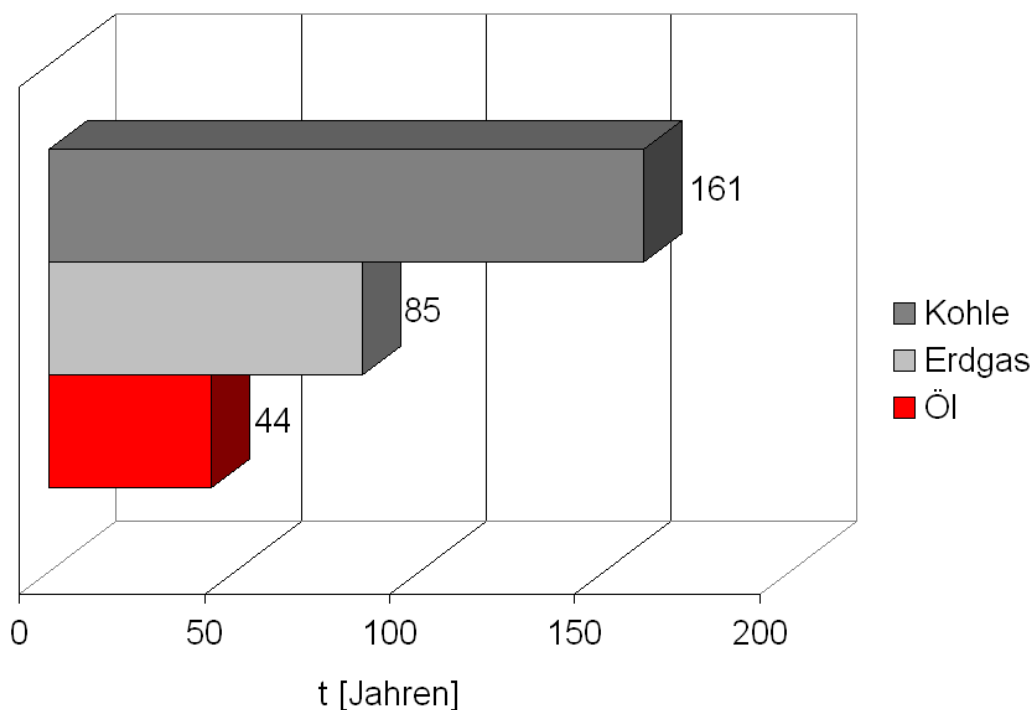


Abbildung 1.2 Reichweite der weltweiten Rohstoffreserven [2]

Der Fakt der Klimaveränderung und der Fakt der begrenzt vorhandenen fossilen Primärenergieträger erfordern eine schrittweise Substitution der fossilen Energieträger durch alternative Energieträger. Da diese zum jetzigen Zeitpunkt nicht in ausreichendem Maße verfügbar sind, ist ein schonender Umgang mit den noch vorhandenen Rohstoffreserven notwendig, um Zeit zur Erforschung und Entwicklung alternativer Energieträger zu gewinnen. Dies kann u.a. durch eine Steigerung der Effizienz der Energiewandlung in allen Bereichen, in denen Primärenergie verbraucht wird, erreicht werden. Ein Ansatz hierfür ist der in Kapitel 1.2 dargestellte Freikolbenlineargenerator. Die Energiewandlungskomponente des Systems Freikolbenlinearge-

nerator die die kinetische- in elektrische Energie wandelt ist der Lineargenerator, der Gegenstand dieser Arbeit ist.

1.2

Freikolbenlineargenerator

Der Freikolbenlineargenerator (FKLG) ist eine sich derzeit in der Entwicklung befindliche Stromerzeugungseinheit. Um eine Grundlage für die in Kapitel 2 erläuterten systemimmanenten Randbedingungen des Lineargenerators zu schaffen und dessen Einordnung in das Freikolbenlineargeneratorkonzept zu ermöglichen, werden im Folgenden die Idee, der Ansatz, die Eigenschaften und die Einsatzmöglichkeiten des Gesamtsystems FKLG erläutert.

1.2.1

Prinzip des FKLG

Allgemein:

Das Prinzip des FKLG basiert auf einem konventionellen verbrennungsmotorischen Ansatz, bestehend aus Zylinder, Kolben und Ventilen. Im Gegensatz zu herkömmlichen Verbrennungsmaschinen wird die aus chemischer Energie gewonnene, lineare kinetische Energie nicht über ein Pleuel und eine Kurbelwelle in rotierende kinetische Energie umgewandelt. Stattdessen wird sie über einen Lineargenerator (LG) direkt in elektrische Energie umgeformt. In Abbildung 1.3 wird der prinzipielle Aufbau des verbrennungsmotorischen Teils des FKLG veranschaulicht.

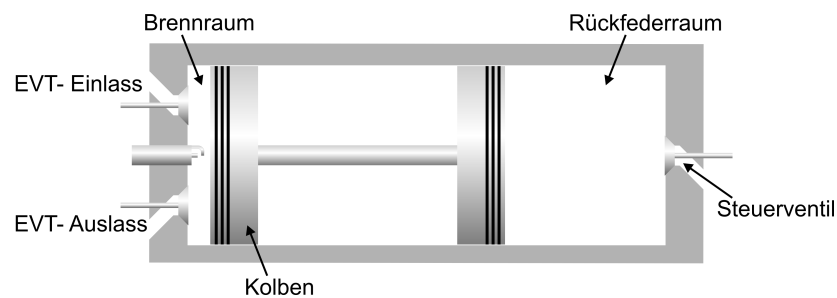


Abbildung 1.3 Prinzip des FKLG Verbrennungsteils

Der verbrennungsmotorische Teil setzt sich im Gegensatz zu einer konventionellen Verbrennungsmaschine aus einem Doppelkolben, einem lediglich durch Ventilöffnungen durchbrochenen Zylinderkopf zur Realisierung des Gaswechsels und einem Ventil zur Einstellung des Gasdrucks im Rückfederraum zusammen (s. Abbildung 1.3). Im linken Bereich von Abbildung 1.3 ist der Brennraum dargestellt, dessen Gestaltung nur unwesentlich vom Design eines konventionellen Brennraums abweicht.

Am gegenüberliegenden Ende des Zylinders befindet sich der Rückfederraum. Bei diesem handelt es sich um ein Volumen, in dem der Gasdruck über ein Ventil variiert werden kann. Er erfüllt die Funktion einer Gasfeder mit einstellbarer Federkonstante.

Funktion und Ablauf:

Im Folgenden wird der Ablauf eines Kolbenspiels im 2-Taktbetrieb betrachtet. Die ortsgebundenen Startbedingungen eines Kolbenspiels gehen aus Abbildung 1.4a hervor. Im Brennraum befindet sich ein brennfähiges Gemisch, das vom Kolben im oberen Totpunkt (OT) verdichtet wird. Der Druck im Brennraum entspricht dem Druck in der Gasfeder. Aus dem Kräftegleichgewicht zu diesem Zeitpunkt folgt nach (1.1) der Stillstand des Doppelkolbens.

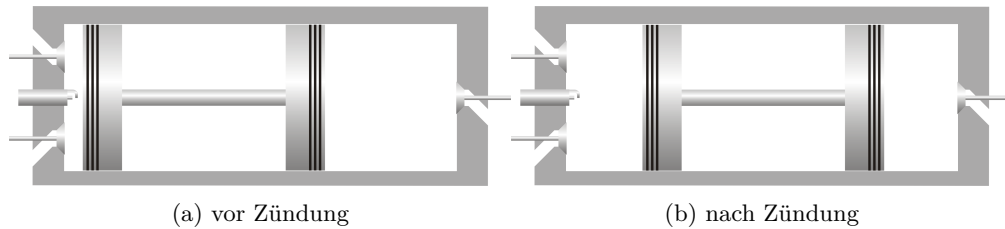


Abbildung 1.4 Zündung und Kompression der Luftfeder

$$p_{\text{Brennraum}} \cdot A_k - p_{\text{Gasfeder}} \cdot A_k = m_k \cdot \ddot{x} \quad (1.1)$$

Die Verbrennung wird durch einen eingekoppelten Energieimpuls (z.B. Zündfunken) eingeleitet. Aus dem Verbrennungsvorgang des Gemischs resultiert ein Druckanstieg im Brennraum. Das sich ergebende Ungleichgewicht in (1.1) führt zu einer Beschleunigung und somit zu einer Bewegung des Kolbens in Richtung der Gasfeder (s. Abbildung 1.4b).

$$p_{\text{Brennraum}} = p_{\text{Gasfeder}} \quad (1.2)$$

In dem in (1.2) dargestellten Zustand ist die Beschleunigung null und kehrt bis zum Wiedererreichen dieses Zustands ihr Vorzeichen um. Die vom oberen Totpunkt am weitesten entfernte, erreichbare Position wird als unterer Totpunkt (UT) bezeichnet. An diesem Punkt weist der Kolben erneut keine Geschwindigkeit auf. Der Hub des Kolbens berechnet sich nach (1.3)

$$\text{Hub} = |\text{UT}(p_{\text{Gasfeder}})| - |\text{OT}(p_{\text{Gasfeder}})| \quad (1.3)$$

und ist durch den Druck im Rückfederraum einstellbar. In der Nähe des UT wird für den Gaswechsel das Auslassventil im Brennraum geöffnet und das verbrannte

Gemisch durch Öffnen des Auslassventils aus dem Brennraum gespült. Da der Druck in der Gasfeder zu diesem Zeitpunkt höher ist als der Druck im Brennraum beginnt sich der Kolben in Richtung oberer Totpunkt zu bewegen (s. Abbildung 1.5b).

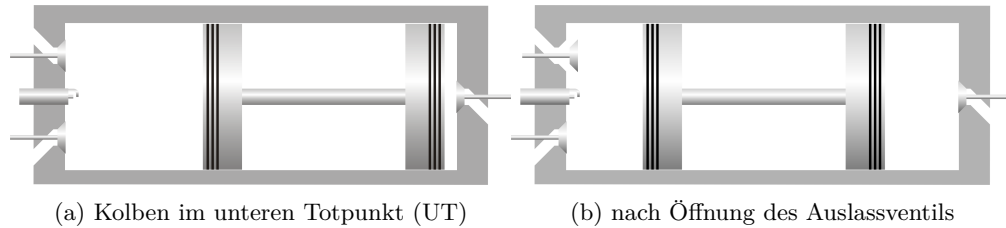


Abbildung 1.5 Öffnen des Auslassventils

Nach Beendigung des Spülvorgangs schließt das Auslassventil und ein brennbares Frisch-Gemisch wird in den Brennraum eingebracht. Ist das brennfähige Gemisch am oberen Totpunkt verdichtet, wurde ein Pleierspiel durchlaufen. Mittels des Ver-

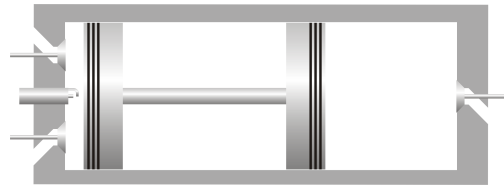


Abbildung 1.6 Endposition eines Pleierspiels

brennungsvorgangs wird durch das brennbare Gemisch mehr Energie in den thermodynamischen Kreisprozess eingebracht als für den Erhalt des kontinuierlichen Pleierspiels notwendig ist. Um aus dieser zusätzlichen linearen kinetischen Energie elektrische Energie zu gewinnen, wird ein Lineargenerator integriert. Wie in Abbildung 1.7 zu sehen ist, setzt sich der Lineargenerator aus den auf den Doppelkolben aufgebrachten Permanentmagneten und Spulen zusammen, die um den Zylinder herum angeordnet sind. Im Verlauf eines Pleierspiels werden die Magnete durch die Spulen bewegt. Wird aufgrund der induzierte Spannung, die von der Flussänderung dieser Magneten verursacht wird, ein Strom durch einen Verbraucher getrieben, kommt es zur Auskopplung einer elektrischen Leistung. In der Gasfeder wird am UT so viel Energie eingespeichert, dass auf dem Weg vom UT zum OT nochmals elektrische Energie ausgekoppelt werden kann. Aus dieser Betriebsstrategie resultiert im Vergleich zu einer Leistungsauskopplung in einer Bewegungsrichtung ein gleichmäßigerer, elektrischer Leistungsfluss. Bei gleicher Auskopplungsenergie führt das zu einer Halbierung der Leistungsdaten des Lineargenerators und somit zu einer kompakteren und ökonomischeren Bauweise.

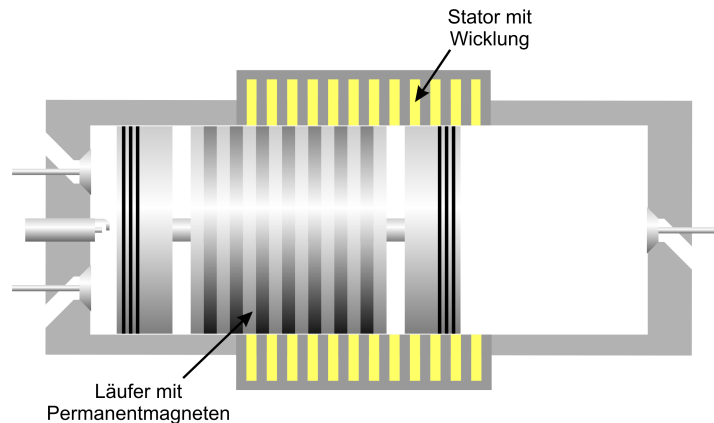


Abbildung 1.7 FKLK Verbrennungsteil und Lineargenerator

1.2.2

Eigenschaften des FKLK

Eine konventionelle Verbrennungskraftmaschine kann aufgrund ihrer systemimmanenten Eigenschaften nur auf einen Leistungspunkt (Bestpunkt) hin optimiert werden, an dem sie über ihren höchsten Wirkungsgrad verfügt. Wird das System außerhalb dieses Arbeitspunktes betrieben, liegen alle erzielbaren Wirkungsgrade unter dem Wirkungsgrad im Bestpunkt. Der FKLK hingegen verfügt potentiell über einen hohen Wirkungsgrad in allen Lastpunkten. Dies führt bei einem Einsatz unter wechselnden Lastanforderungen, im Vergleich zu einer konventionellen Verbrennungskraftmaschine, zu einem im Mittel deutlich höheren Nutzungsgrad. Im Folgenden werden die Eigenschaften erläutert, durch die ein solches Betriebsverhalten ermöglicht wird.

▷ Variabler Hub

Der Hub des Kolbens kann auf die momentane Leistungsanforderung adaptiert werden. Bei einer hohen Leistungsanforderung entspricht der FKLK einer großen Verbrennungskraftmaschine, die in ihrem Bestpunkt betrieben wird. Bei einer geringeren Leistungsanforderung entsprechen seine Eigenschaften näherungsweise einer Verbrennungskraftmaschine kleinerer Leistung, die ebenfalls in ihrem Bestpunkt betrieben wird. Daraus resultierend kann das System als Energiewandlungseinheit beschrieben werden, bei der der Verbrennungsprozess bei jeder Lastanforderung im Bestpunkt abläuft.

▷ Variable Verdichtung

Basierend auf der freien Bewegung des Doppelkolbensystems kann eine variable Verdichtung realisiert werden. In Abbildung 1.8 lässt sich erkennen, dass

der Wirkungsgrad der Verbrennungskraftmaschine unter anderem von der Verdichtung abhängt. Bei einer konventionellen Verbrennungskraftmaschine wird der Punkt der maximalen Verdichtung in den Bereich der Vollast gelegt. Im Fall des FKLG kann in unterschiedlichen Betriebspunkten eine jeweils optimale Verdichtung erreicht werden (s. Abbildung 1.8 nach [3]), bei der gerade noch kein Klopfen auftritt. Daraus ergibt sich ein erhebliches Potential für die Wirkungsgradsteigerung insbesondere in den Teillastbereichen. In Tabelle 1.1 sind die Ergebnisse einer Untersuchung der thermodynamischen Eigenschaften des Freikolbenprinzips im Vergleich mit einem konventionellen Ottomotor dargestellt, die im Rahmen der Arbeit von Pohl [4] ermittelt worden sind.

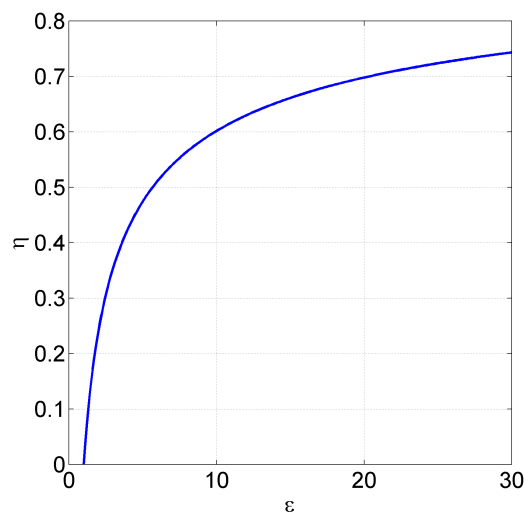


Abbildung 1.8 Wirkungsgrad der Verbrennungskraftmaschine über Verdichtung [3]

Des Weiteren ermöglicht die Einstellbarkeit der Verdichtung, dass neue Brennvorgänge, zum Beispiel das Verfahren der kontrollierten Selbstzündung (HC-CI), regelungstechnisch besser beherrscht werden können. Durch den Einsatz dieses Verfahrens ist es nach [5] möglich, die NO_x Emissionen und die Rußpartikelbildung innermotorisch zu reduzieren, was zu einem verminderten Aufwand bei der Abgasnachbehandlung führt. Es kann davon ausgegangen werden, dass durch die Anpassung der Verdichtung die Verbrennung ohne konstruktive Änderungen auf unterschiedliche Kraftstoffqualitäten und Kraftstoffe adaptiert werden kann. Diese Eigenschaft der Vielstofffähigkeit eröffnet die Möglichkeit, mit einem einzigen Aggregat den Übergang von fossilen über Sun- und Synfuel hin zu regenerativen Energieträgern zu realisieren.

▷ Konstante Frequenz

Durch den Betrieb bei konstanter Frequenz lassen sich weitere Vorteile des

Lastpunkt [%]	$\eta_{KonventionellerMotor}$	η_{FKLG}
25	37,6	42,6
50	38,6	45,5
75	39,3	42,2
100	38,2	38,4

Tabelle 1.1 Wirkungsgradvergleich bei unterschiedlichen Lastpunkten [4]

Konzepts erschließen. Der Verbrennungsprozess wird nicht wie bei konventionellen Verbrennungsmotoren auf ein komplettes Kennfeld abgestimmt, sondern auf eine Kennlinie, was zu einer Reduzierung des Abstimmungsaufwandes führt. Da alle Komponenten nur noch auf eine Betriebsfrequenz hin optimiert werden müssen, reduzieren sich bei der Auslegung einzelner Systemkomponenten die Komplexität und die Kosten. Mit dem Einsatz von Druckwellenlader-Technologien wie dem Komprexlader, der aufgrund seiner Empfindlichkeit gegenüber Frequenzschwankungen bisher im Fahrzeug nicht zum Einsatz kam, geht eine weitere Wirkungsgradsteigerung des Systems einher.

1.2.3

Kompakter Basismodulansatz

Das im vorhergehenden Kapitel erläuterte Prinzip des FKLG lässt sich nach Abbildung 1.9 zu einer Doppeleinheit erweitern. Diese ermöglicht einen Massenausgleich zwischen den beiden Kolben. Die im System auftretenden Massenkräfte würden im Fall der nicht ausgeglichenen Massen zu Vibrationen führen, die durch Dämpfungselemente aufgefangen werden müssten, um keine Körperschallanregung zu erzeugen. Die Integration des Brennraums und der Gasfeder in den Bauraum des Lineargenerators ermöglicht diese sehr kompakte Bauweise.

1.2.4

Anwendungen

Aufgrund der erläuterten Eigenschaften des Energiewandlers ergeben sich folgende Anwendungsgebiete:

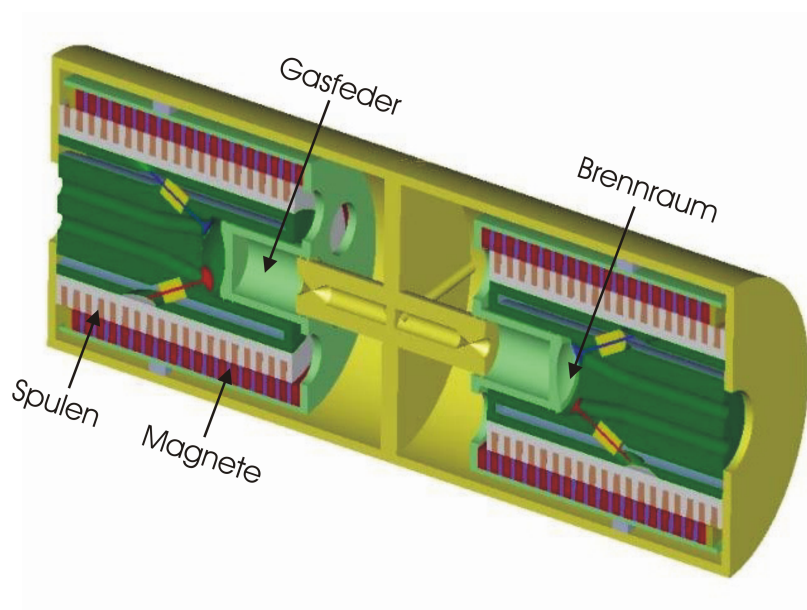


Abbildung 1.9 Kompakter Basismodulansatz

▷ Stationäres Blockheizkraftwerk

Bei Blockheizkraftwerken (BHKW) des Typs FKLG kann der Verbrennungsvorgang auf schwankende Zusammensetzungen und Qualitäten des Brennstoffs adaptiert werden. Dies führt zu einem angepassten Verbrennungsprozess und zu deutlich verminderter Abgasemission. Im Vergleich mit konventionellen Blockheizkraftwerken kann aufgrund des hohen Wirkungsgrades in allen Lastpunkten, speziell im Teillastbereich, ein Wirkungsgradvorteil erzielt werden.

▷ Zusatzenergieversorgung (APU)

Bei der Klimatisierung des Fahrgastraums und dem Transport von zu kühlender Ladung durch Lastkraftwagen befindet sich der Antriebsmotor beim stehenden Fahrzeug nahezu im Leerlauf, da lediglich die zur Kühlung notwendige Energie erzeugt werden muss. Der Verbrennungsmotor setzt dabei den Treibstoff mit sehr geringem Wirkungsgrad in mechanische Energie um. Für diesen Betriebsfall liegt es nahe, den Antriebsmotor abzustellen und die Energieversorgung durch ein Zusatzaggregat mit höherem Wirkungsgrad zu realisieren. Hier können in Zukunft sogenannte Zusatzenergieversorgungen APU (Auxiliary Power Unit) zum Einsatz kommen. Die Anpassungsfähigkeit des FKLG-Systems an die momentan geforderte Leistung im Fahrzeug ermöglicht bei der Anwendung als APU eine Reduzierung des Energieeinsatzes und eine Reduzierung der Emissionen. Einheiten im Leistungsbereich von 5 bis 10 kW sind angedacht.

▷ Energieversorgung für einen Fahrzeugantrieb

In den heute am Markt befindlichen Fahrzeugen kommt fast ausschließlich der konventionelle Verbrennungsmotor als Energiewandlungseinheit zum Einsatz. Aufgrund des ausgedehnten Drehmomenten-Drehzahlbereichs ist eine Optimierung in allen Betriebspunkten nicht möglich. Deshalb kommt es zu Leistungs- und Drehmomentnachteilen in verschiedenen Lastpunkten. Der FKLG hingegen verfügt im Teillastbereich über ein großes Potential zur Wirkungsgradsteigerung gegenüber dem konventionellen Verbrennungsmotor. Er speist die generierte Energie über eine Leistungselektronik in einen oder mehrere Elektromotoren, die den Vortrieb leisten, ein. Durch den Einsatz von elektrischen Maschinen als Antriebsmotoren kann ein großer Teil der Bremsenergie rekuperiert werden. Des Weiteren können kurze Distanzen rein elektrisch und somit emissionsfrei zurückgelegt und ein komplettes Abschalten des verbrennungsmotorischen Teils (Start / Stop) realisiert werden. Mit dem Einsatz des FKLG als Energiewandlungseinheit ist es nicht mehr notwendig, für unterschiedliche Leistungen unterschiedliche Motoren zu entwickeln und zu bauen. In ein Fahrzeug mit einer Energiewandlungseinheit können zur Erhöhung der installierten Leistung mehrere identische Basismodule integriert werden. Diese Modularisierung hat den Zusatzeffekt, dass der Leistungsanforderung entsprechend eine komplette Zylinderabschaltung realisiert werden kann. Dies führt zu einer weiteren Verbrauchsreduzierung. Wie die Integration von drei Einheiten in einen Antriebsstrang aussehen könnte, ist in Abbildung 1.10 schematisch dargestellt. Am Institut für Fahrzeugkonzepte des DLR in Stuttgart wurde unter der Leitung von Dr. Markus Gräf eine Gesamtsystemsimulation durchgeführt. Dabei wurde angenommen, dass ein FKLG-System in ein existierendes Fahrzeug integriert ist. Aus den in Abbildung 1.11 dargestellten Simulationsergebnissen geht hervor, dass durch dessen Einsatz unter Berücksichtigung der oben angeführten Eigenschaften wie Rekuperation oder Zylinderabschaltung, im Gegensatz zum konventionellen Antrieb mit einer signifikanten Verbrauchsreduzierung gerechnet werden kann.

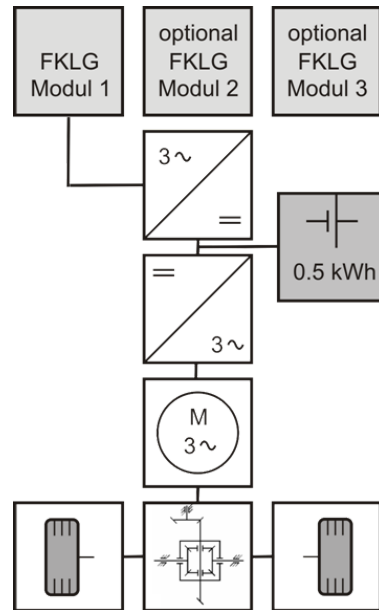


Abbildung 1.10 Schematische Darstellung der Integration eines FKLG in den Antriebsstrang eines Fahrzeugs

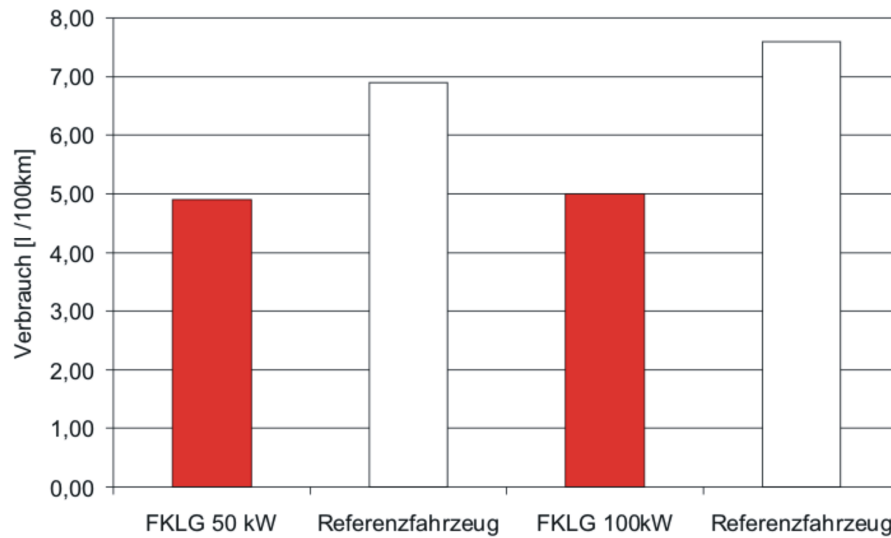


Abbildung 1.11 Vergleich des Treibstoffverbrauchs eines FKLG mit einem konventionellen Antrieb

1.3

Stand der Technik

Um aus chemischer oder mechanischer Energie elektrische Energie zu gewinnen, kommen hauptsächlich rotierende Energiewandler zum Einsatz. Nicht rotierende Energiewandlungssysteme wie Brennstoffzellen beginnen erst langsam im Bereich der Hochtemperatur-Brennstoffzellen an Bedeutung zu gewinnen [6]. Zur Betrachtung der linear angeregten Energiewandler, die sich aktuell im Zustand der Forschung und Entwicklung oder im Einsatz befinden, wird im Folgenden zwischen Lineargeneratoren, die nicht in Freikolbeneinheiten zum Einsatz kommen, und Lineargeneratoren, die in Freikolbeneinheiten Verwendung finden, differenziert.

Lineargeneratoren, die nicht in Freikolbeneinheiten eingesetzt werden:

1. Bei dem Versuch der Nutzung maritimer Wellenenergie kommen Lineargeneratoren mit einer maximalen Leistung von 1 mW zum Einsatz. Dabei wird ein Läufer an einem Auftriebskörper fixiert und der Stator auf dem Meeresgrund verankert. Durch die von den auftretenden Wellen verursachte Relativbewegung zwischen Stator und Läufer wird elektrische Energie gewonnen. Im Archimedes Wave Swing (AWS) [7] kommt ein permanentmagneterregter Langstatoraußenläufer als Lineargenerator zum Einsatz. Die Angaben in [7] lassen auf eine flache Bauform mit zwei parallel angeordneten Läufern schließen. Zur Reduzierung der Rastkräfte werden keine Maßnahmen ergriffen.
2. Ein anderes Konzept der Nutzung maritimer Wellenenergie erfolgt über die Nutzung der Meeresströmung mittels eines Tragflächenprofils. In [8] wird die Konstruktion eines in einer solchen Anlage eingesetzten Lineargenerators beschrieben. Dort werden im Forschungsstadium eine permanentmagneterregte Reluktanzmaschine, eine Transversalflossmaschine, eine Venier Hybrid Maschine und eine permanentmagneterregte Synchronmaschine in Sammelanordnung betrachtet. Aus den realisierbaren Energiedichten und der geringen Komplexität resultieren der Aufbau und die Untersuchung einer Venier Hybrid Maschine und einer turbularen permanentmagneterregten Synchronmaschine, die in einer Leistungsklasse von 3 kW als Demonstrator aufgebaut worden sind. In einer Energiegewinnungseinheit ist eine 150 kW Venier Hybrid Maschine realisiert worden.
3. Die Nutzung eines Lineargenerators der einfachsten Bauweise wird in [9] beschrieben. Zur Energieerzeugung für mobile Anwendungen werden in der be-

schriebenen Anwendung zwei Magnete durch ein einphasiges Spulensystem bewegt.

4. Von der NASA [10] wird ein geschlossenes Stirlingsystem mit einer plutoniumbasierten Energiequelle entwickelt. Ziel der Entwicklung ist ein weltraumtaugliches System zur Energieerzeugung. Die dem System zu entnehmende Leistung beträgt 55 W.

Lineargeneratoren, die in Freikolbeneinheiten eingesetzt werden:

1. Pempek Systems arbeitet an einem schlitzgesteuerten Zweitaktsystem, dem "Free-Piston Power Pack " [11]. Als Lineargenerator kommt eine permanentmagneterregte Synchronmaschine zum Einsatz, bei der Stator und Läufer die gleiche Länge aufweisen. Das daraus resultierende Austreten des Läufers aus dem Stator im Verlauf eines Arbeitstakts hat zum einen Verluste durch Randeffekte zur Folge und zum anderen ist es nicht möglich, bei konstanter Kraft eine konstante Leistung aus dem Lineargenerator auszukoppeln. Die verwendeten Magnete sind axial aufmagnetisiert und als Sammelanordnung integriert. Konstruktive Maßnahmen zur Reduzierung der Rastkräfte sind in der vorliegenden Veröffentlichung nicht zu erkennen. Ein Teil des komplex konstruierten Verbrennungssystems ist starr mit dem Läufer gekoppelt, was trotz erwähnter Bemühungen um eine Reduzierung des Läufergewichts zu einer hohen Läufermasse und somit zu ungünstigen kinematischen Bedingungen [4] führt.
2. Sandia National Laboratories arbeiten an einer so genannten "Thermodynamic Fuel Cell" [12] [13]. Bei dem eingesetzten Lineargenerator handelt es sich um eine zweipolige permanentmagneterregte Synchronmaschine in Langstatorausführung. Ansätze zur Reduzierung der auftretenden Rastkräfte sind in den vorliegenden Quellen nicht zu erkennen. Zwei unterschiedliche Statoranordnungen kommen zum Einsatz:
 - ▷ Die von Sandia entwickelte Statorvariante verfügt über Spulen, mit so vielen Windungen, dass jede Spule, die von einem Magneten durchfahren wird, in der Lage ist, die geforderte induzierte Spannung zu erzeugen. Dies erfordert im Gegensatz zu dem von Magnequench entwickelten Stator keine Verschaltung der Spulen.
 - ▷ Die von Magnequench entwickelte Statorvariante ersetzt den geblechten Eisenrückschluss durch ein verpresstes Rückschlussmaterial. Beim Durchlauf des Läufers durch den Stator werden die sich im Einsatz befindlichen Spulen über eine Leistungselektronik zu Gruppen verschaltet, um die benötigte induzierte Spannung zu generieren. Dieses Verfahren verursacht

im Vergleich zu dem Statoransatz von Sandia zusätzliche Komplexität und Kosten.

3. Unter dem Titel "Free Piston Energy Converter" findet die Entwicklung eines schlitzzesteuerten Freikolbensystems, das im Zweitaktverfahren betrieben wird [14] [15], statt. Zur Wandlung der kinetischen Energie in elektrische Energie werden zwei Lineargeneratortypen untersucht:
 - ▷ Die unter Arshad [16] begonnenen Untersuchungen an einem Lineargenerator nach dem Transversalflussprinzip werden in [17] und [18] weitergeführt.
 - ▷ Bei dem unter Wang [19] entwickelten Lineargenerator handelt es sich um einen permanentmagneterregten Lineargenerator mit Sammelanordnung.

2

Randbedingungen des Lineargenerators

Die in den Lineargeneratorenentwurf einfließenden Randbedingungen ergeben sich aus folgenden Betrachtungen:

- ▷ Als übergeordneter Systemaspekt geht der Anwendungsbereich (z.B. Energieversorgung in einem Fahrzeug) als Randbedingung in die Lineargeneratorauslegung ein.
- ▷ Bei der Auslegung des Lineargenerators sind einige vom Gesamtsystem Freikolbenlineargenerator vorgegebene Randbedingungen zu berücksichtigen. In der Dissertation von Pohl [4] wird detailliert auf diese Randbedingungen eingegangen. Die dort erarbeiteten Aspekte stammen vornehmlich aus den Bereichen der Verbrennung, des Gasfedersystems und der Kinematik.
- ▷ Das Ziel, für die Zukunft aus dem Versuchsträger ein marktreifes Produkt entstehen zu lassen, bedingt die Betrachtung der möglichen Herstellungsverfahren und Materialien hinsichtlich der Kosteneffizienz als Randbedingung.

Bei den folgenden Erläuterungen der wichtigsten systemimmanenten Randbedingungen wird von einer Anwendung des FKLG als Energiewandlungseinheit für einen Fahrzeugantrieb ausgegangen.

2.1

Geforderte Leistung

Randbedingungen:

Zur Bestimmung der Leistungsanforderung an den Lineargenerator muss die zur Beschleunigung eines Fahrzeugs notwendige Leistung ermittelt werden. Die Endgeschwindigkeit des Fahrzeugs soll mindestens 160 km/h betragen.

1. Beschleunigung

Die zur Beschleunigung notwendige elektrische Leistung wurde unter Anwendung einer Gesamtsystemsimulation ermittelt. In der Simulation kam es zur Annahme folgender Randbedingungen:

▷ Fahrzyklus

Als Fahrzyklus kommt der neue europäische Fahrzyklus (NEFZ) zum Einsatz (siehe Abbildung 2.1). Der NEFZ ist ein Geschwindigkeits-Zeitzyklus, der entwickelt wurde, um Daten unterschiedlicher Fahrzeugmodelle miteinander vergleichen zu können.

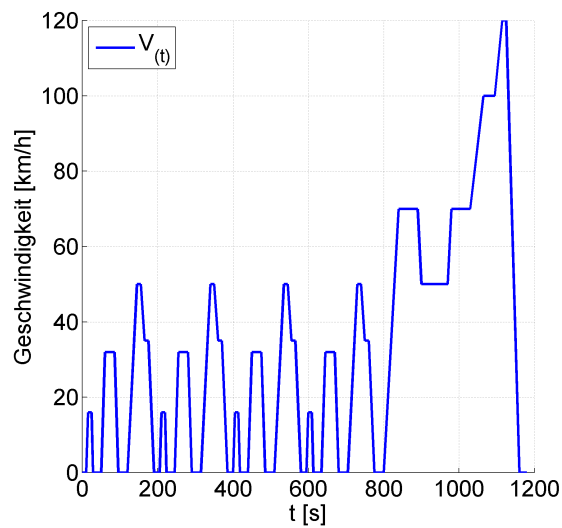


Abbildung 2.1 Geschwindigkeitsprofil des Neuen Europäischen Fahrzyklus (NEFZ)

▷ Fahrwiderstände

Die Fahrwiderstände in Tabelle 2.1 und die Fahrzeugmassen liegen im Bereich der Werte eines VW Golf V.

Bezeichnung	Wert	Einheit
c_w	0,325	–
A	2,2	m^2
c_r	0,0115	–

Tabelle 2.1 Der Simulation zugrundegelegten Fahrwiderstandsparameter

▷ Fahrzeugmasse

Bei der Annahme der Fahrzeugmasse wird von dem abgerundeten Leer-

gewicht eines Golf V Trendline von 1200 kg und einem zulässigen Gesamtgewicht von 1750 kg ausgegangen.

▷ Fahrzeugantrieb

Als Fahrzeugantrieb wird ein Elektromotor mit einer Nennleistung von 50 kW angenommen. Das erzeugte Drehmoment wird mittels einer Getriebeübersetzung von 1:5 auf die Räder übertragen.

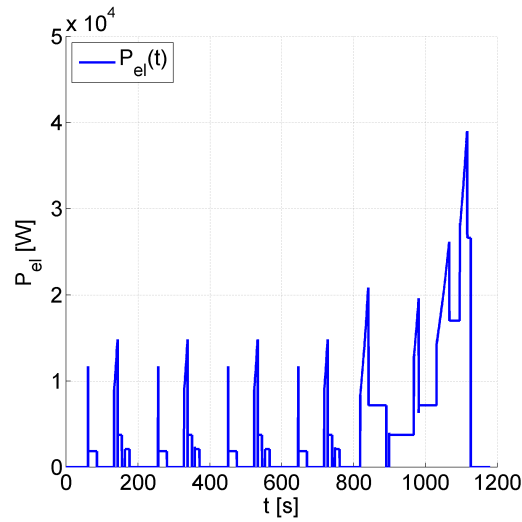


Abbildung 2.2 Bedarf elektrischer Leistung ($m = 1200 \text{ kg}$)

Aus der Gesamtsystemsimulation wurde unter Berücksichtigung der Leistung, die für die Beschleunigung notwendig ist, der folgende dargestellte Verlauf der benötigten elektrischen Leistung ermittelt (siehe Abbildung 2.2 und Abbildung 2.3). Aus Abbildung 2.3 geht eine zur Beschleunigung des Fahrzeugs notwendige Leistung von 50 kW hervor.

2. Endgeschwindigkeit

In [20] ist der Leistungsbedarf verschiedener Fahrzeugtypen bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten dargestellt. In Abbildung 2.4 sind zur Bestimmung der systemimmanenten Randbedingungen die Daten eines Fahrzeugs der Golfklasse aufgetragen. Die Messung beinhaltet den Roll- und Luftwiderstand und gibt Aufschluss über den Endgeschwindigkeitsleistungsbedarf. Aus Abbildung 2.4 geht hervor, dass mit einer Leistung von 50 kW eine Endgeschwindigkeit von 170 km/h erreicht werden kann.

Resultierende Anforderung an den Lineargenerator:

Aus den Ergebnissen der Gesamtsystemsimulation ergibt sich eine abzugebende ge-

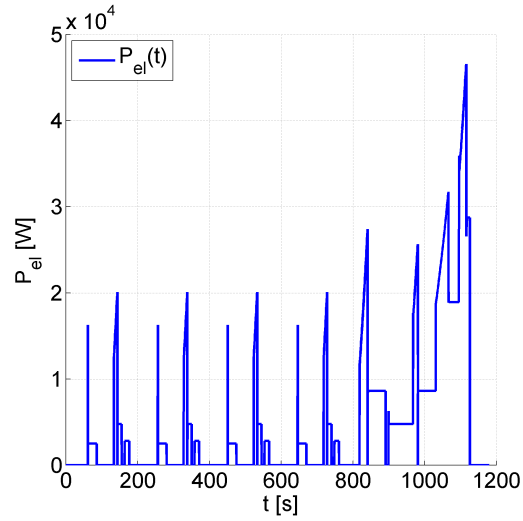


Abbildung 2.3 Bedarf elektrischer Leistung ($m = 1750$ kg)

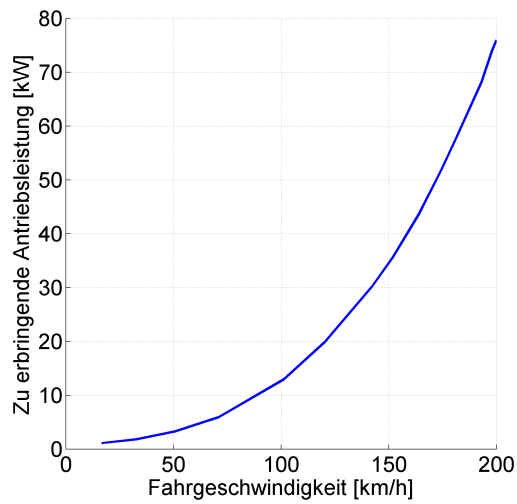


Abbildung 2.4 Benötigte Antriebsleistung in Abhängigkeit der Fahrgeschwindigkeit [20]

neratorische Maximalleistung von 50 kW. Mit dieser Leistung lässt sich eine Endgeschwindigkeit von circa 170 km/h realisieren. Da in einer FKLG-Einheit immer zwei Lineargeneratoren zum Einsatz kommen, ergibt sich daraus für die Dimensionierung eines Lineargenerators eine maximal abzugebende elektrische Leistung von 25 kW.

2.2

Geforderter Bewegungsverlauf

Das Teilsystem mit dem geringsten Wirkungsgrad ist der Verbrennungsprozess. Dies hat zur Folge, dass alle anderen Teilsysteme an den Anforderungen des Verbrennungsprozesses ausgerichtet werden müssen. Aus dem optimalen Verlauf der Verbrennung resultieren für den Lineargenerator Geschwindigkeits-, Kraft- und Leistungsprofile.

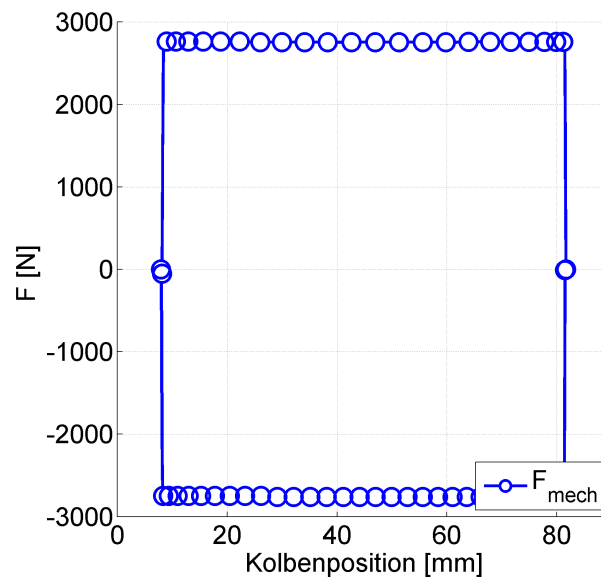


Abbildung 2.5 Aus [4] vorgegebener Kraftverlauf über der Läuferposition

Randbedingungen:

Der Verlauf der durch die Verbrennung entstehenden und vom Lineargenerator auszukoppelnden Kraft wurde in [4] berechnet und ist in Abbildung 2.5 beispielhaft dargestellt. Die zu erzielende maximale Axialkraft des Lineargenerators ist vom Hub, der Frequenz und der dem Betriebspunkt zugeordneten Leistung abhängig (s. Tabelle 8.2).

Resultierende Anforderung an die Linearmaschine:

Aus Abbildung 2.5 und Tabelle 8.2 lassen sich folgende Anforderungen an den Lineargenerator ableiten.

1. Die Lineargeneratorkraft muss für den in [4] geforderten Betriebspunkt, bei maximaler Leistungsabgabe und geschätztem Wirkungsgrad von 90 Prozent, den Wert von 2800 N erreichen. Aus Gründen der Untersuchung weiterer Betriebspunkte wie der Abdeckung von Beschleunigungen und Bergfahrten, wird die zu erreichende Axialkraft des Lineargenerators nach Kapitel 2.1 auf 5000 N konzipiert.
2. Aus dem in Abbildung 2.5 dargestellten Kraft-Ortsverlauf ergibt sich die Anforderung einer über dem Hub mit konstanter Amplitude auskoppelbaren Kraft.
3. Die mechanische Leistung, die in den Lineargenerator eingeleitet wird, ergibt sich nach (2.1) aus dem Kraftverlauf in Abbildung 2.5 und muss vom Lineargenerator in elektrische Leistung umsetzbar sein.

$$P_{kin} = F_{mech} \cdot v_{Kolben} = \frac{P_{LG}}{\eta} \quad (2.1)$$

Im Betriebspunkt maximaler Leistungsauskopplung muss nach [4] eine über dem Hub gemittelte Leistung von 15471 W auskoppelbar sein.

2.3

Thermische Belastbarkeit

Im Betrieb des Lineargenerators kommt es durch die systembedingten Verluste in elektrischen Energiewandlern zur Erwärmung der Maschine. Diese Erwärmung stellt eine der Grenzen der Belastbarkeit des Freikolbenlineargenerators dar.

Randbedingungen:

1. Kommt eine FKLG-Einheit als Energiewandlungseinheit in einem Fahrzeug zum Einsatz, ist mit einer Kühlmitteltemperatur im Vorlauf von bis zu 80 °C zu rechnen.
2. Bei wassergekühlten Maschinen kann nach [22] mit einer entwärmbaren Stromdichte von ca. 10 A/mm² (s. Abbildung 2.6) gerechnet werden.

	Synchronmaschinen mit Vollpolläufer			
	indirekte Kühlung		direkte Kühlung	
	Luft	Wasserstoff	Wasser	Wasserstoff
S A/mm ²	Ankerwicklungen			
	3...5	4...6	7...10	
	Polwicklungen			
	3...5			6...13
	Bei direkter Wasserkühlung auch in Polwicklung sind (13...18) A/mm ² erreichbar.			

Abbildung 2.6 Mögliche Strombelastung von elektrischen Maschinen in Abhängigkeit des Maschinentyps und der Kühlart [22]

Resultierende Anforderungen an die Linearmaschine:

1. Aufgrund der zu erwartenden hohen Kühlmitteltemperatur sind bei dem Entwurf des Lineargenerators Maßnahmen für einen möglichst effizienten Wärmefluss zu ergreifen. Es müssen Materialien mit hohen Wärmeleitfähigkeiten verwendet und die Übergangswiderstände in der Anzahl und in der Höhe reduziert werden.
2. Die auszuwählenden Materialien müssen über eine hohe Grenztemperatur verfügen, um bei einer maximalen Ausnutzung der Maschine eine thermische Zerstörung des Lineargenerators auszuschließen.
3. Die anzustrebende, maximal realisierbare Stromdichte ergibt sich nach Tabelle 2.6 zu 10 A/mm².
4. Um die Überlastbarkeit des Lineargenerators zur Optimierung des Gesamtsystems nutzen zu können, ergibt sich die Notwendigkeit, das thermische Verhalten zu kennen.
5. Um den thermischen Einfluss des benachbarten Brennraums auf die elektrische Maschine so gering wie möglich zu halten, ist eine Entkopplung zwischen Läufer und Brennraum mittels Kühlkanal vorzusehen.

2.4

Geringe Herstellkosten

Um ein Produkt am Markt platzieren zu können, spielen neben den technischen Eigenschaften auch die Kosten eine Rolle.

Randbedingungen:

1. Da der FKLG in dem hier angenommenen Szenario als Energiewandlungseinheit in einem Fahrzeug zum Einsatz kommen soll, muss die Möglichkeit einer Serienfertigung zur Reduzierung der Fertigungskosten als Randbedingung berücksichtigt werden.
2. Die Kosten für ein Antriebskonzept, das auf einem FKLG als Energiewandlungseinheit basiert, dürfen die Kosten eines konventionellen Full-Hybridfahrzeugs nicht überschreiten.

Resultierende Anforderung an die Linearmaschine:

Bei der Entwicklung der Linearmaschine muss aus Gründen der Kostenreduzierung von Anfang an auf eine geringe Teilevielfalt, einen modularen Aufbau, eine Reduzierung des Fertigungsaufwands der Einzelkomponenten sowie eine automatisierungsfreundliche Teilegestaltung geachtet werden.

3

Basiskonzept der Linearmaschine

Aus einem Teil der Randbedingungen, die sich aus Kapitel 2 und den systembedingten Eigenschaften verschiedener Lineargeneratortypen ergeben, wird im Folgenden das Basiskonzept für den Lineargenerator abgeleitet.

3.1

Lineargeneratortyp

In Tabelle 3.1 sind die möglichen Maschinentypen, Statorvarianten und Erregungsarten in Vollpolausführung aufgeführt, die sich nach einer erfolgten Vorauswahl als sinnvoll erwiesen haben. In einer Vorauswahl wurden Reluktanzmaschinen aufgrund des gegenüber der permanentmagneterregten Synchronmaschine geringeren Wirkungsgrads und der gegenüber Asynchronmaschinen erhöhten Geräuschentwicklung als Lösungsansatz verworfen. Des Weiteren wurden Transversalmaschinenansätze auf Grund ihrer hohen Fertigungskomplexität und hohen Kosten nicht weiter berücksichtigt. Kommutatorbehaftete Maschinenkonzepte wurden ebenso nicht weiter betrachtet, da diese verschleißbehaftet und somit wartungs- und kostenintensiver sind als die in 3.1 aufgeführten Maschinentypen.

- ▷ Die Asynchronmaschine verfügt prinzipbedingt über einen etwas geringeren Wirkungsgrad als die Synchronmaschine. Aus diesem Grund wird der Ansatz, den Lineargenerator als Asynchronmaschine auszuführen, verworfen.
- ▷ Als Statorvariante wird das Langstatorprinzip mit bewegten Magneten gewählt. Die bestimmenden Faktoren für diese Auswahl sind die Forderung aus [4] nach einer möglichst geringen Läufermasse und die Vorgabe einer konstanten Kraftauskopplung (s. Kapitel 2.2), die sich nur mit permanent im Eingriff befindlicher Erregung realisieren lässt.
- ▷ Der Aufbau einer permanentmagneterregten Synchronmaschine kommt im Vergleich zu einer fremderregten Synchronmaschine mit deutlich weniger Kom-

Grundtyp	Statorvariante	Erregungsart
Asynchronmaschine	Kurzstator	Käfigläufer
		doppelgespeist
	Langstator	Käfigläufer
		doppelgespeist
Synchronmaschine	Kurzstator	permanentmagneterregt
		fremderregt
	Langstator	permanentmagneterregt
		fremderregt

Tabelle 3.1 Übersicht möglicher Maschinentypen

ponenten aus. Des Weiteren entfällt eine verschleißbehaftete Übertragung der zur Erregung notwendigen Energie auf den Läufer.

3.2

Magnetischer Kreis

- ▷ Als Erregung wird aufgrund der in Kapitel 2 und 3.1 aufgestellten Forderungen nach einem hohen Wirkungsgrad, einfacher Herstellung und notwendiger geringer Wartungsintensität eine permanentmagneterregte Synchronmaschine gewählt. Die Magnete werden als radial aufmagnetisiert und in abwechselnder Polung auf dem Läufer aufgebracht. In Abbildung 3.1 ist ein Ausschnitt aus dem magnetischen Kreis des Basiskonzepts abgebildet.

Um zu verhindern, dass sich die Magnetfeldlinien in den Randbereichen zweier benachbarter Magnete unterschiedlicher Polung schließen und somit keinen Beitrag zur Krafterzeugung leisten, wird ein Abstand zwischen den Magneten vorgesehen.

- ▷ Die Flussführung im Stator, bestehend aus den Zähnen und dem Eisenrückschluss, wird in Kammform ausgebildet. In Abbildung 3.1 ist der konzipierte Verlauf des Flusses im Lineargenerator in Feldliniendarstellung dargestellt. Aus der in Kapitel 4.3 erläuterten numerischen Berechnung ergibt sich ein Maximum der Axialkraft nahe eines Bereichs, in dem die Breite der Nuten und die Breite der Zähne gleich groß ist. Aufgrund der einfachen Herstellbarkeit ohne anfallendes Restmaterial wird der Forderung nach einem wirtschaftlichen Fer-

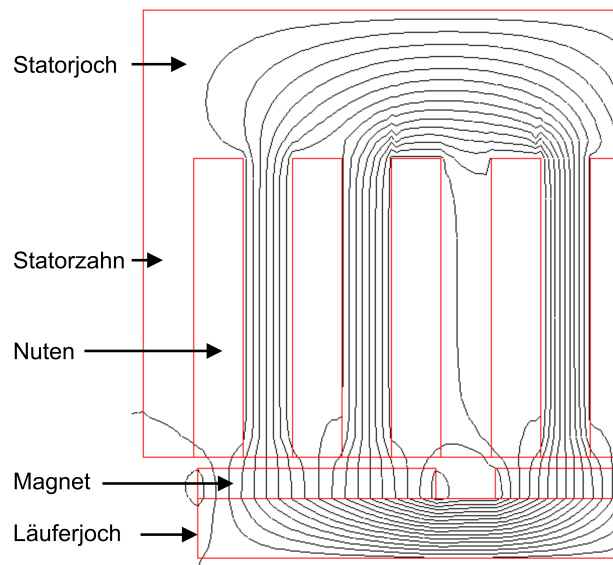


Abbildung 3.1 Magnetischer Kreis / Flussführungskonzept

tigungsverfahren aus Kapitel 2.4 Rechnung getragen. Diese Geometrie wirkt sich auf die Nutharmonische aus, was in ein einem größeren effektive Luftspalt zum Tragen kommt. Die Flussführung im Läufer wird durch das Läuferjoch realisiert.

3.3

Elektrischer Aufbau

- ▷ Das dreisträngige System ermöglicht in Verbindung mit einer dreiphasigen Drehstromversorgung die Auskopplung einer konstanten Leistung. Des Weiteren ist der Aufwand im Bereich der Leistungselektronik für eine Wanderfeldmaschine bei Verwendung einer B6-Brücke geringer als bei anderen Strangzahlen. Dies legt die Entscheidung für das dreisträngige System nahe.
- ▷ Die Serienschaltung aller Spulen eines Stranges ist bei der hier gewählten Langstatoranordnung notwendig. Eine Parallelschaltung aller Strangspulen würde im Betriebsfall des Generators zur Zerstörung der Spulen, die sich nicht im Bereich der Erregung befinden, führen. Dort fehlt die induzierte Gegenspannung, um den Strom in der Spule zu begrenzen.

3.4

Geometrie

- ▷ Die Läufergeometrie wird in ihrer Grundform am Verbrennungszylinder ausgerichtet, was den in Abbildung 3.2 dargestellten zylinderförmigen Ansatz zur Folge hat.

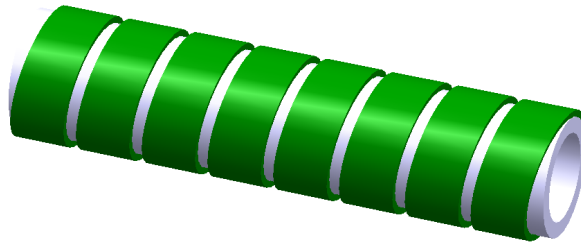


Abbildung 3.2 Läufergeometrie-konzept

- ▷ Die Statorgeometrie resultiert aus der zylinderförmigen Kontur des Läufers. Die Ausführung als Langstator bedingt, dass sich der Läufer im Verlauf des Hubs permanent im Inneren des Stators befindet. Daraus ergibt sich die Statorlänge nach (3.1).

$$l_s \geq Hub + l_l \quad (3.1)$$

In Abbildung 3.3 sind ein Schnitt durch ein Modell der Statorgeometrie und eine Stirnansicht des Stators dargestellt. Zur Veranschaulichung der Gesamtanordnung werden die Abbildungen mit Läufer dargestellt.

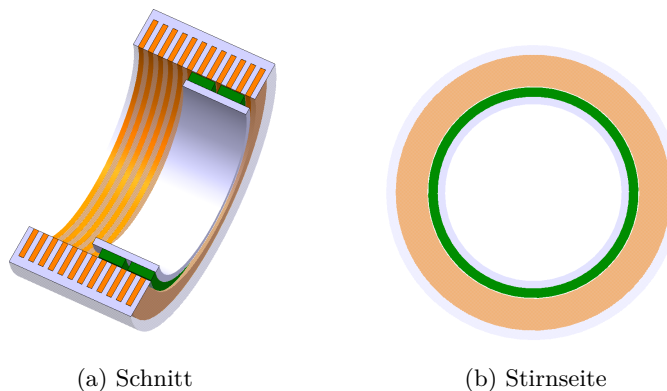


Abbildung 3.3 Konzept der Langstatoranordnung

- ▷ Die Spulengeometrie wird in Form eines Solenoiden konzipiert (s. Abbildung 3.4a). Die Spulenkonzepktion sieht eine Wicklung aus Flachbandkupfer vor. Dies ermöglicht im Vergleich zu einer Rundkupferwicklung einen höheren Kupfer-Füllfaktor. Gleichzeitig wird, wie in Kapitel 2 gefordert, die Anzahl der Wärmeübergänge reduziert (s. Abbildung 3.4b).

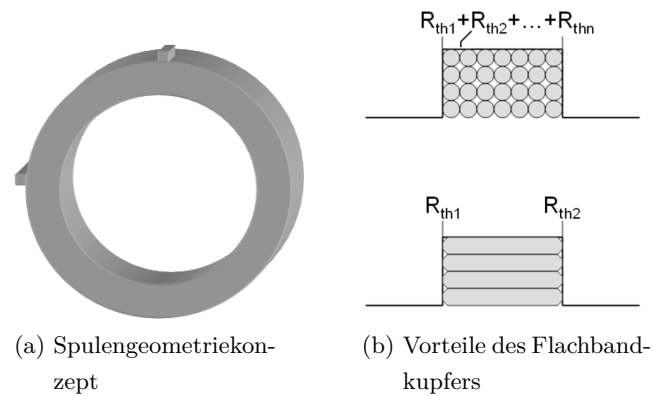


Abbildung 3.4 Spulenkonzepktion

3.5

Zusammenfassung Konzept

In Tabelle 3.2 ist eine Übersicht aller Ansätze des Basiskonzepts dargestellt.

Kategorie	Ansatz
Maschinentyp	PM-erregte Langstator-Synchronmaschine
Stranginterne Verschaltung	Reihenschaltung
Strangverschaltung	Sternpunktschaltung
Läufergeometrie	zylinderförmig
Ständergeometrie	zylinderförmig
Spulengeometrie	solenoid
Läufertyp	Vollpolläufer
Magnetisierung	radial
Flussführung Stator	kammförmig

Tabelle 3.2 Übersicht über das Basiskonzept der Maschine

4

Berechnung der Linearmaschine

4.1

Eingesetzte Berechnungssoftware

Die Berechnung des Lineargenerators erfolgt mit unterschiedlichen Softwaretools in verschiedenen Abstraktionsebenen. Die Ebene mit dem höchsten Abstraktionsgrad im Bereich der Maschinenberechnung stellt dabei die analytische Berechnung nach Kapitel 4.2 dar. Die Ebene mit dem geringsten Abstraktionsgrad wird durch die Finite-Elemente-Berechnung des Lineargenerators abgedeckt (Kapitel 4.3). In Abbildung 4.1 sind die verwendeten Berechnungstools den Abstraktionsebenen zugeordnet. Zur Vervollständigung des Überblicks sind auch die verwendeten Simulationstools aufgeführt, deren Aufgabe die Simulation des Lineargenerator-Peripherie-Systems ist. Die Softwaretools aus den Bereichen Verbrennung und Rückfeder kamen in [4] zum Einsatz.

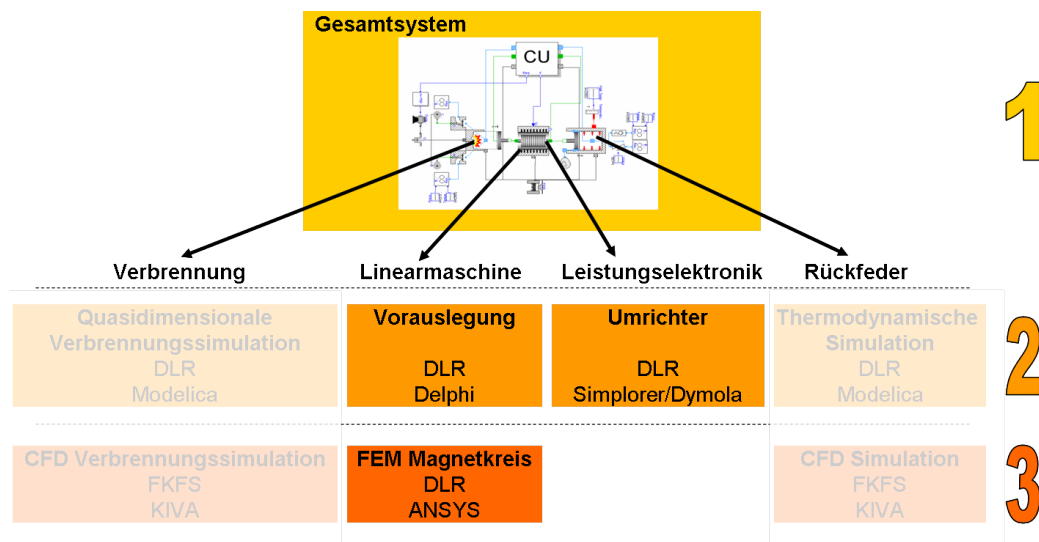


Abbildung 4.1 Abstraktionshierarchie der Berechnungsumgebung

Um die einzelnen Berechnungs- und Simulationstools miteinander zu vernetzen und im Maschinenauslegungsprozess von einer Oberfläche aus bedienbar zu machen, wurde eine datenbankbasierte Berechnungssoftware konzipiert, entwickelt und in der Programmierumgebung Delphi implementiert.

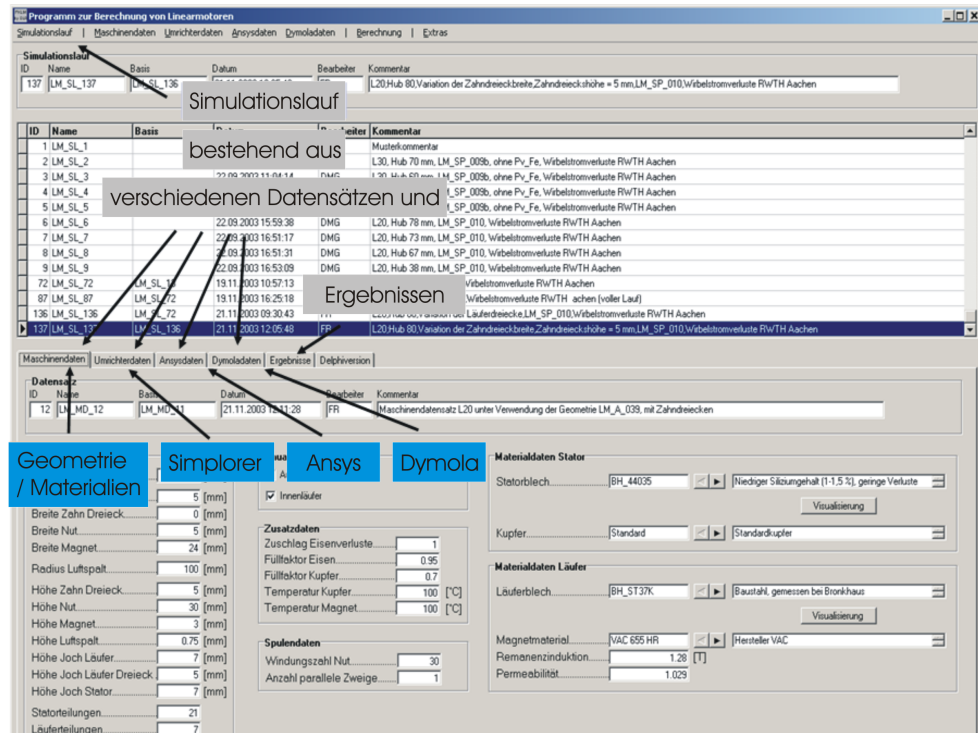


Abbildung 4.2 Eingabemaske der entwickelten Berechnungssoftware

Die Berechnungssoftware, die in der Maschinendatenansicht in Abbildung 4.2 dargestellt ist, verfügt unter anderem über folgende Merkmale:

- ▷ Parametrisierung von Tools zur numerischen Berechnung und zur Systemsimulation

Die Eingabe von Geometrie-, Material- und Peripherieparametern (z.B. b_n , h_{j1} ...) für das entsprechende hinterlegte Lineargeneratorenmodell wird auf einer Bedienoberfläche ermöglicht. Darüber hinaus ist eine Eingabemöglichkeit von zu variierenden Parametern und deren Variationsbereich umgesetzt. Durch ein einheitliches Bedienkonzept der einzelnen Oberflächen wird die Eingabe der Parameter stark erleichtert.

- ▷ Steuerung von Tools zur numerischen Berechnung und zur Systemsimulation
- Die skriptbasierte Steuerung der eingebundenen Software ermöglicht es, Berechnungen durchführen zu können, ohne direkt in den Code der eingebundenen Software eingreifen zu müssen. Ein durchzuführender Berechnungslauf, der

aus verschiedenen Unterläufen bestehen kann, wird direkt von der Bedienoberfläche aus gestartet.

▷ Datenbankbasiert

Alle Basis- und Berechnungsdaten werden ausgehend von der Oberfläche in einer SQL-Datenbank abgelegt. Die datenbankbasierte Datenhaltung bringt folgende Vorteile mit sich:

- Eindeutige Datenbasis:
Alle Basisdaten (Geometrie, Material, ...) werden eindeutig einem Berechnungslauf zugeordnet.
- Eindeutig zugewiesene Berechnungs- und Variationsbedingungen:
Die vorliegenden Randbedingungen (Softwareversion, Makros, Versionen, ...) des Berechnungslaufes werden in der Datenbank abgelegt. Dies sichert die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse. Ebenso wird im Fehlerfall eine Diagnose deutlich erleichtert.
- Ergebnisse, die den Ausgangsdaten und Berechnungen eindeutig zugeordnet werden können:
Die Ergebnisse aus der FEM-Berechnung werden im TXT-Format gespeichert. In der Datenbank werden diese Ergebnisse in eindeutiger Weise den Basisdaten und den Variationsbedingungen zugeordnet.
- Suchfunktion:
Die Suchfunktion ermöglicht es, Berechnungen, die bereits durchgeführt wurden, anhand ihrer Daten wiederzufinden.
- Schnelle Zusammenstellung einer neuen Berechnung:
Basierend auf den Datensätzen verschiedener Berechnungsläufe kann sehr effizient ein neuer, abgewandelter Berechnungslauf zusammengestellt werden.

▷ Graphische Auswertungen von Berechnungsläufen

Die Ergebnisse aus den Berechnungen (Variationen) können sofort nach Beendigung der Berechnung graphisch ausgewertet werden, was die Entwicklungszeit von Varianten merklich verkürzt.

▷ Geometrieparameterberechnung

Sind die Basisgeometriedaten eingegeben, werden sofort die restlichen Geometriedaten errechnet.

▷ Folgeberechnungen

Die zum Beispiel aus den numerisch errechneten Werten (F, L etc.) können bei

Bedarf per Knopfdruck als Kenngrößen in die Simulationsumgebungen geladen werden. Dort werden dann Folgeergebnisse errechnet (z.B. η).

4.2

Analytische Maschinenberechnung

4.2.1

Statorstrombelag

Im Bereich der elektrischen Maschinen wird der Strombelag zur Berechnung von magnetischen Flussdichten (B) und Kräften (F) eingesetzt. Der Strombelag a beschreibt die Summe aller Ströme i pro Längeneinheit l .

$$a = \frac{\sum_v i_v}{l} \quad (4.1)$$

Die Berechnung des orts- und zeitabhängigen Statorstrombelags $a(x, t)$ erfolgt unter folgenden Voraussetzungen:

- ▷ Ungesehnte Einsichtwicklung
- ▷ Ungezonte Spulen
- ▷ Die Statorstrombelagsverteilung folgt nach Abbildung 4.3 einer ungeraden Funktion

$$f(-x) = -f(x) \quad (4.2)$$

- ▷ Der Strombelag in der Spule wird als über der Spulenbreite b_s gleichmäßig verteilt angenommen.

Um den Statorstrombelag in einer Gleichung darstellen zu können, muss er in eine Fourierreihe entwickelt werden. Der allgemeine Ansatz für einen vom Ort x abhängigen Strombelag lautet basierend auf [21]:

$$a(x) = \frac{a_0}{2} + \sum_v^{\infty} (a_k \cos(v \frac{2\pi}{\tau_s} x) + b_k \sin(v \frac{2\pi}{\tau_s} x)) \quad (4.3)$$

Da es sich bei dem Verlauf des Strombelags um eine ungerade Funktion handelt, ergibt sich der Fourierkoeffizient a_k nach [21] zu

$$a_k = 0$$

und der Gleichanteil a_0 zu

$$a_0 = 0$$

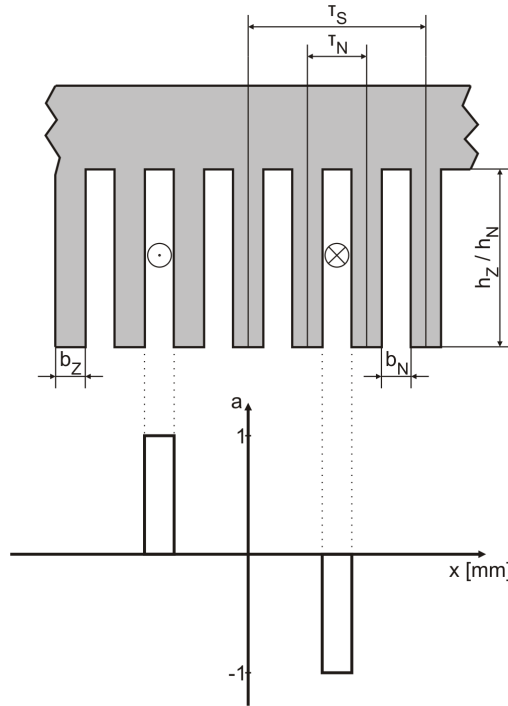


Abbildung 4.3 Aus dem Geometrieansatz abgeleiteter Statorstrombelag

Der Fourierkoeffizient b_k wird allgemein mit

$$b_k = \frac{2}{T} \int_0^T a(x) \sin(vx) dx \quad (4.4)$$

angesetzt. Für $a(x)$ wird nach Abbildung 4.3 bezogen auf die zweite und die fünfte Nut folgender Verlauf angenommen,

$$a(x) = \begin{cases} 1 & , -\frac{\tau_s}{2} - \frac{b_N}{2} < x < -\frac{\tau_s}{2} + \frac{b_N}{2} \\ -1 & , \frac{\tau_s}{2} - \frac{b_N}{2} < x < \frac{\tau_s}{2} + \frac{b_N}{2} \end{cases} \quad (4.5)$$

was für Nut 2 zu einem ortsabhängigen Strombelag von

$$a(x) = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{\omega_n \cdot i_{n2}}{b_N} \cdot \sum_{v=0}^{\infty} \left[\frac{1}{2v+1} \cdot \cos \left((2v+1)\pi \left(\frac{1}{2} - \frac{b_N}{2\tau_s} \right) \right) \cdot \sin \left((2v+1) \left(\frac{\pi}{\tau_s}(x) \right) \right) \right] \quad (4.6)$$

führt.

Erweitert man diesen Ausdruck, analog zur Theorie einer rotierenden Maschine, auf die drei um

$$120_{mech}^\circ = \frac{2\pi}{3} = \frac{\tau_s}{3} \quad (4.7)$$

geometrisch versetzten Spulen einer Phase, erhält man folgenden Zusammenhang:

$$\begin{aligned}
 a(x) = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{\omega_n \cdot i_{n2}}{b_N} \cdot \sum_{v=0}^{\infty} \left[\frac{1}{2v+1} \cdot \cos \left((2v+1)\pi \left(\frac{1}{2} - \frac{b_N}{2\tau_s} \right) \right) \right. \\
 \cdot \left[\sin \left((2v+1) \left(\frac{\pi}{\tau_s}(x) \right) \right) \right. \\
 + \sin \left((2v+1) \left(\frac{\pi}{\tau_s}(x) - \frac{2}{3}\pi \right) \right) \\
 \left. \left. + \sin \left((2v+1) \left(\frac{\pi}{\tau_s}(x) + \frac{2}{3}\pi \right) \right) \right] \right] \quad (4.8)
 \end{aligned}$$

Da sich der Strombelagsverlauf in der betrachteten linearen Maschinenanordnung nicht vom Strombelagsverlauf einer rotierenden Maschine unterscheidet, können der Nutschlitzbreitenfaktor nach [22]

$$\xi_n = \frac{\sin\left(\frac{1}{6}v\pi\frac{b_N}{\tau_N}\right)}{\frac{1}{6}v\pi\frac{b_N}{\tau_N}} \quad (4.9)$$

und der Sehnungsfaktor einer Durchmesser­spule mit $W = \tau_p$ nach [22] und [23]

$$\xi_s = \sin\left(v\frac{\pi W}{2\tau_p}\right) = \sin\left(v\frac{\pi}{2}\right) \quad (4.10)$$

ohne Änderungen der Maschinenberechnungstheorie entnommen werden. Unter Verwendung von (4.9) und (4.10) lässt sich (4.8) auch schreiben als

$$\begin{aligned}
 a(x) = \frac{2}{\tau_s} \cdot \omega_n \cdot \sum_{v=0}^{\infty} \xi_n \cdot \xi_s \\
 \cdot \left[i_1 \cdot \sin \left((2v+1) \left(\frac{\pi}{\tau_s}(x) \right) \right) \right. \\
 + i_2 \cdot \sin \left((2v+1) \left(\frac{\pi}{\tau_s}(x) - \frac{2}{3}\pi \right) \right) \\
 \left. + i_3 \cdot \sin \left((2v+1) \left(\frac{\pi}{\tau_s}(x) + \frac{2}{3}\pi \right) \right) \right] \quad (4.11)
 \end{aligned}$$

Bei der Speisung aus einem symmetrischen Dreiphasennetz mit den Strömen

$$\begin{aligned}
 i_1(t) &= \sqrt{2} I_1 \cos(\omega t) \\
 i_2(t) &= \sqrt{2} I_2 \cos\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \\
 i_3(t) &= \sqrt{2} I_3 \cos\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right)
 \end{aligned} \quad (4.12)$$

erhält man in Anlehnung der in [24] aufgezeigten Vorgehensweise für den orts- und zeitabhängigen Strombelag:

$$a(x, t) = \frac{3 \cdot \omega_n}{\tau_s} I_1 \sqrt{2} \sum_{v_D=0}^{\pm\infty} \xi_{n(v_D)} \xi_{s(v_D)} \cdot \sin\left(v_D \frac{\pi}{\tau_s} x - \omega t\right) \quad (4.13)$$

mit der Ordnungszahl:

$$v_D = 6g + 1, \quad g = 0, \pm 1, \pm 2, \pm 3, \pm 4, \dots \quad (4.14)$$

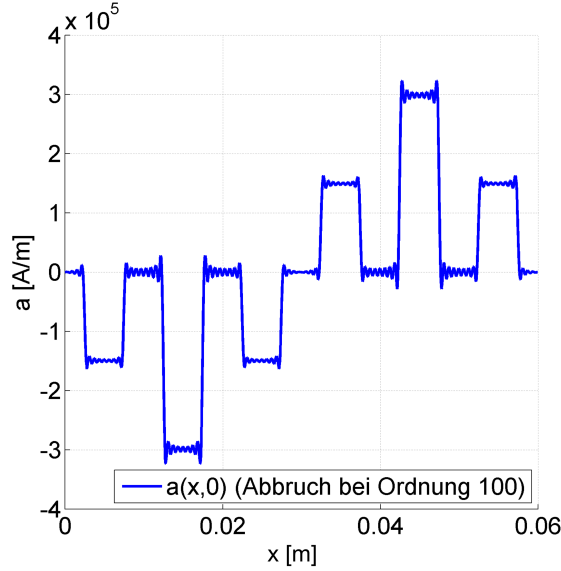


Abbildung 4.4 Strombelag bei $(\omega t = 0)$

4.2.2

Statoranteil der Luftspaltinduktion (Ankerrückwirkung)

Die vom Stator herrührende Luftspaltinduktion ($B_s(x, t)$) des Lineargenerators berechnet sich allgemein zu

$$B_s(x, t) = \mu_0 \cdot \frac{\phi}{\delta} = -\frac{\mu_0}{\delta} \cdot \int a(x, t) dl \quad (4.15)$$

Den Strombelag $a(x, t)$ nach (4.13) in (4.15) eingesetzt und integriert ergibt für das Luftspaltfeld:

$$B_s(x, t) = \frac{\sqrt{2} \cdot 3 \cdot \mu_0 \cdot \omega_n \cdot I_1}{\delta \cdot \pi} \sum_{v_D}^{\pm\infty} \frac{\xi_{n(v_D)} \xi_{s(v_D)}}{v_D} \cdot \cos(v_D \frac{\pi}{\tau_s} x - \omega t) \quad (4.16)$$

4.2.3

Läuferanteil der Luftspaltinduktion (Erregerfeld)

Bei der vorliegenden Permanentmagnetanordnung prägt sich das Erregerfeld als ungerade Funktion aus (Abbildung 4.6). Der Feldverlauf für die Fourierentwicklung der

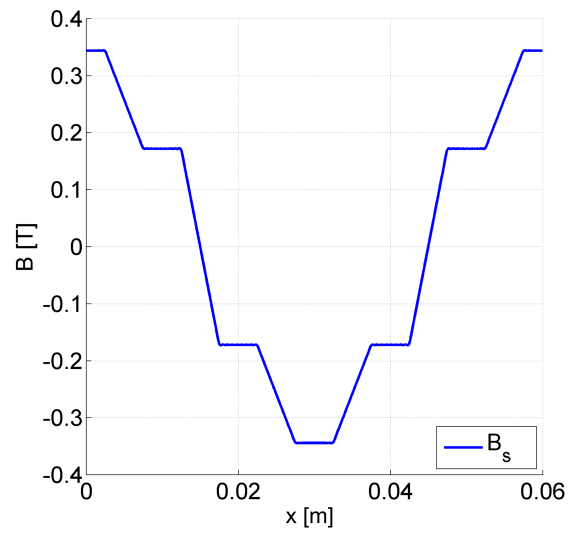
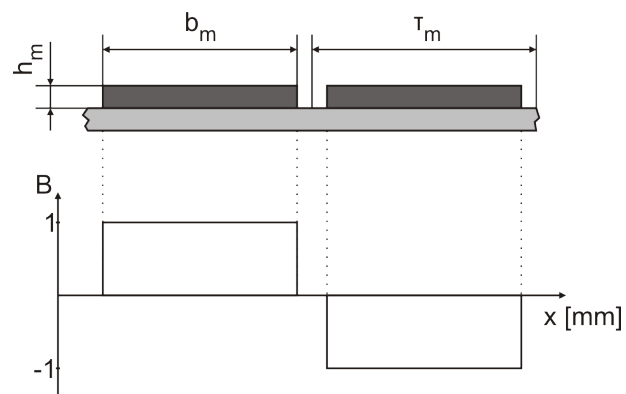
Abbildung 4.5 Durch den Stator verursachtes Luftspaltfeld $B_s(\omega t = 0)$ 

Abbildung 4.6 Durch den Läufer verursachte Induktion

Erregerflussdichte wird folgendermaßen angesetzt:

$$B_{er}(x) = \begin{cases} 0 & , \quad 0 < x < \frac{\tau_{pm}}{2} - \frac{b_{pm}}{2} \\ B_0 & , \quad \frac{\tau_{pm}}{2} - \frac{b_{pm}}{2} < x < \frac{\tau_{pm}}{2} - \frac{b_{pm}}{2} + b_{pm} \end{cases} \quad (4.17)$$

Dieser Ansatz in eine Fourierreihe entwickelt (Vorgehensweise wie in Kapitel 4.2.1), ergibt folgende Gleichung für die Flussdichte $B_{er}(x)$:

$$B_{er}(x) = B_0 \cdot \frac{4}{\pi} \cdot \sum_{v=1}^{\infty} \left[\frac{1}{2v+1} \cdot \cos \left((2v+1)\pi \left(\frac{1}{2} - \frac{b_{pm}}{2\tau_s} \right) \right) \cdot \sin \left((2v+1) \left(\frac{\pi}{\tau_{pm}}(x) \right) \right) \right] \quad (4.18)$$

B_0 ergibt sich aus dem magnetischen Kreis in Anlehnung an [25], [26], [27] zu

$$B_0 = \frac{B_r}{\frac{A_{\delta i}}{A_{pmi}} + \mu_m \frac{\delta'}{h_{pm}}} \quad (4.19)$$

Die Feldverzerrung im Statornutbereich beeinflusst das Erregerfeld [28]. Dieser Einfluss wird nach [22] im Carterschen Faktor k_C berücksichtigt und dem geometrischen Luftspalt (δ_g) zugeschlagen.

$$\begin{aligned} \delta' &= k_C \cdot \delta_g \\ &= \frac{\tau_{ns}}{\tau_{ns} - \gamma_1 \cdot \delta_g} \cdot \delta_g \end{aligned} \quad (4.20)$$

mit

$$\gamma_1 = \frac{\left(\frac{b_{ns}}{\delta_g}\right)^2}{5 + \frac{b_{ns}}{\delta_g}} \quad (4.21)$$

Die wirksame Magnetfläche A_{pmi} errechnet sich nach [25] zu

$$A_{pmi} = l_{pm} \cdot b_{pmi} \quad (4.22)$$

mit dem Richtwert aus [25] für die wirksame Magnetbreite b_{pmi}

$$b_{pmi} = b_{pm} - \frac{1}{2}h_{pm} \quad (4.23)$$

Die wirksame Luftspaltfläche $A_{\delta i}$ ergibt sich nach [25] zu

$$A_{\delta i} = l_{\delta} \cdot b_{\delta} \quad (4.24)$$

In Abbildung 4.7 ist das durch den Läufer verursachte Luftspaltfeld $B_{er}(x)$ dargestellt.

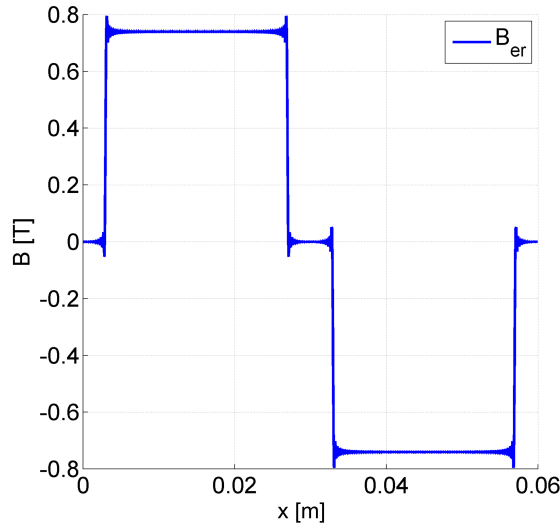


Abbildung 4.7 Läufer-Luftspaltfeld ohne geschrägt aufgebrachte Magnete

Wird der Lineargenerator, wie bisher in diesem Kapitel angenommen, mit ringförmigen und ungeschrägten Magneten aufgebaut, kommt es zu einer starken Ausprägung von Rastkräften. Der Verlauf der Rastkräfte wurde mit einem FEM-Modell berechnet und ist in Abbildung 4.24 dargestellt. Zur Reduzierung der Rastkräfte wird im Allgemeinen die Statorwicklung um eine Nutteilung geschrägt [29], [30]. Im vorliegenden Fall wird aufgrund der Vorgabe der einfachen Fertigung die geometrische Orientierung der Permanentmagnete so gewählt (s. Abb. 4.8), dass es zum gleichen Feldverlauf und somit zum selben Effekt der Rastkraftreduzierung kommt. Der Schrägungsfaktor, der die Gewichtung der einzelnen Oberschwingungsanteile der Nutharmonischen darstellt, berechnet sich nach [30] und [29] mit dem Schrägungswinkel γ_s für jede Oberschwingung ν zu:

$$\xi_{schr,\nu} = \frac{\sin(\nu \frac{\gamma_s}{2})}{\nu \frac{\gamma_s}{2}} \quad (4.25)$$

Die Reduzierung der Rastkraft hat eine verminderte Nutzkraft in axialer Richtung zur Folge. Mit dem Schrägungsfaktor ergibt sich der wirksame Läuferanteil der Luftspaltinduktion aus (4.18) durch Multiplikation der Schrägungsfaktoranteile zu (4.26).

$$B_{er}(x) = B_0 \cdot \frac{4}{\pi} \cdot \sum_{\nu=1}^{\infty} \xi_{schr,\nu} \cdot \left[\frac{1}{2\nu+1} \cdot \cos \left((2\nu+1)\pi \left(\frac{1}{2} - \frac{b_m}{2\tau_s} \right) \right) \cdot \sin \left((2\nu+1) \left(\frac{\pi}{\tau_{Pm}}(x) \right) \right) \right] \quad (4.26)$$

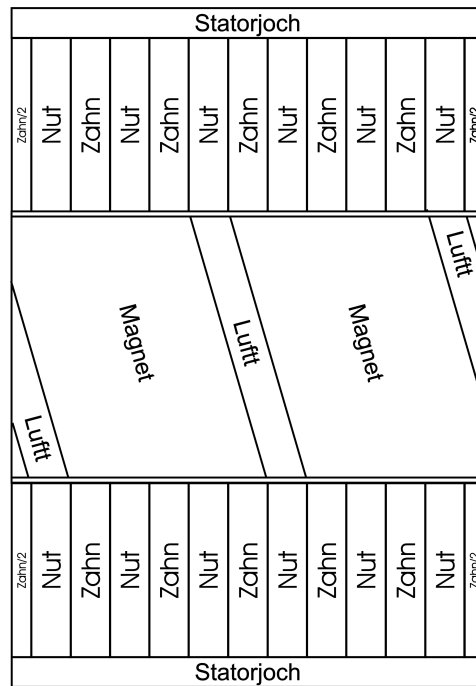


Abbildung 4.8 Darstellung des Magnet-Schrägungsansatzes

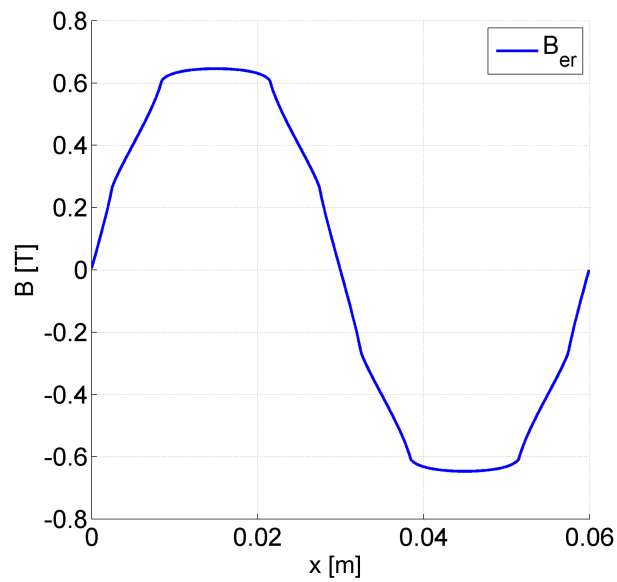


Abbildung 4.9 Läufer-Luftspaltfeld mit geschrägt aufgebrauchten Magneten

4.2.4

Resultierende Luftspaltinduktion

Durch Überlagerung der Luftspaltinduktionen des Stators $B_s(x, t)$ nach (4.16) und des Läufers $B_{er}(x)$ nach (4.18) erhält man die resultierende Luftspaltinduktion $B_{lsp}(x, t)$ in (4.27).

$$\begin{aligned}
 B_{lsp}(x, t) &= B_{er}(x) + B_s(x, t) \\
 &= \hat{B}_0 \cdot \frac{4}{\pi} \cdot \sum_{v=1}^{\infty} \left[\frac{1}{2v+1} \right. \\
 &\quad \cdot \cos \left((2v+1)\pi \left(\frac{1}{2} - \frac{b_m}{2\tau_s} \right) \right) \\
 &\quad \cdot \sin \left((2v+1) \left(\frac{\pi}{\tau_s}(x) \right) \right) \left. \right] \\
 &\quad + \frac{\sqrt{2} \cdot 3 \cdot \mu_0 \cdot \omega_n \cdot I_1}{\delta' \cdot \pi} \sum_{v_D}^{\pm\infty} \frac{\xi_n(v_D) \xi_s(v_D) \xi_{schr}(v_D)}{v_D} \cdot \cos \left(v_D \frac{\pi}{\tau_s} x - \omega t \right)
 \end{aligned} \tag{4.27}$$

In Abbildung 4.10 ist die resultierende Luftspaltinduktion dargestellt.

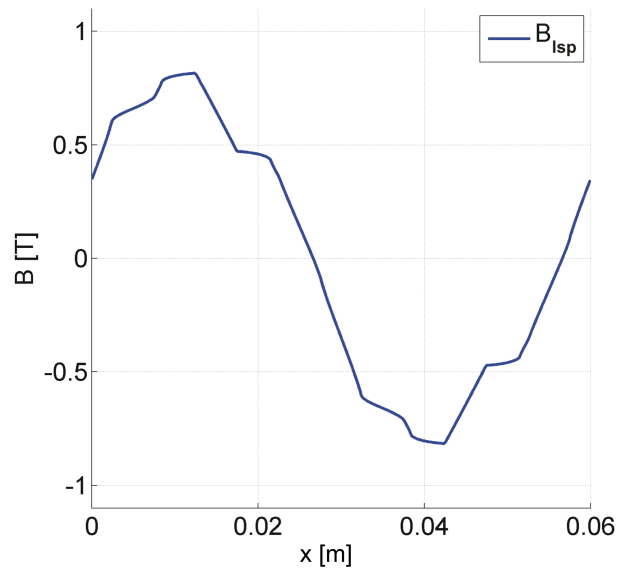


Abbildung 4.10 Aus der Überlagerung von Erreger- und Statorfeld resultierendes Luftspaltfeld

4.2.5

Axialkraft

Die Axialkraft einer Linearmaschine berechnet sich nach

$$F_x(x, t) = 2pl_{sp} \int_0^{\tau_s} a(x, t) \cdot B_{er}(x) dx \quad (4.28)$$

Wird in (4.28) $a(x, t)$ aus (4.13) und $B_{er}(x)$ aus (4.18) eingesetzt, ergibt sich der Fourierreihenausdruck für die Kraft $F_x(x, t)$ in x-Richtung zu

$$F_x(x, t) = 2pl_{sp} \sum_{v_D=-\infty}^{+\infty} B_{erv_D} A_{v_D} \int_0^{\tau_s} \sin(v_D \frac{\pi}{\tau_s} x - \omega t) \cdot \sin(v_D \frac{\pi}{\tau_{pm}} x) dx \quad (4.29)$$

mit dem von x und t unabhängigen Anteil der Erregerfeldinduktion B_{erv_D}

$$B_{erv_D} = \hat{B}_0 \cdot \frac{4}{\pi v_D} \cdot \cos(v_D \pi (\frac{1}{2} - \frac{b_m}{2\tau_s})) \quad (4.30)$$

und dem von x und t unabhängigen Anteil des Statorstrombelags A_{v_D} .

$$A_{v_D} = \frac{3 \cdot \omega_s}{\tau_s} I_1 \sqrt{2} \xi_{sn}(v_D) \xi_{s}(v_D) \quad (4.31)$$

Nach einer trigonometrischen Umformung ergibt sich die Kraft in x-Richtung zu:

$$F_x(x, t) = pl_{sp} \sum_{v_D=-\infty}^{+\infty} B_{erv_D} A_{v_D} \cdot \int_0^{\tau_s} \cos(x\pi(\frac{v_E}{\tau_m} - \frac{v_D}{\tau_s}) + \omega t) - \cos(x\pi(\frac{v_E}{\tau_m} + \frac{v_D}{\tau_s}) - \omega t) dx \quad (4.32)$$

Betrachtet man den Zusammenhang der Drehwellen von Induktion und Strombelag und die Relativgeschwindigkeit zwischen Läufer und Stator nach [22], kann man folgende Aussagen treffen:

- ▷ Die Wechselwirkungen der Drehwellen von Strombelag und Induktion, deren Ordnungszahl nicht betragsgleich ist, leisten keinen Beitrag zur Kraft in x-Richtung.

$$F_x(x, t) = 0 \quad (4.33)$$

- ▷ Die Wechselwirkungen der Drehwellen von Strombelag und Induktion, deren Ordnungszahl betragsgleich ist und die nicht synchron umlaufen, leisten keinen Beitrag zur mittleren Kraft in x-Richtung. Die Maschine bildet eine Pendelkraft aus.

$$F_x(t) = pl_{sp} \sum_{v_D=0}^{\pm\infty} B_{erv_D} A_{v_D} \cos(\omega_s t) \quad (4.34)$$

- ▷ In dem hier betrachteten System kommt es aufgrund der Regelung des Linear-
generators zu keiner Relativgeschwindigkeit zwischen Läufer und Ständerfeld,
was zu (4.35) führt:

$$F_x(t) = pl_{sp} \sum_{v_D=0}^{\pm\infty} B_{erv_D} A_{v_D} \quad (4.35)$$

Die Oberwellen mit den Ordnungszahlen 7 und 13 leisten einen nicht zu vernachlässigenden Anteil an der Kraftbestimmung. Aus dieser Feststellung geht hervor, dass eine Betrachtung der Maschine als Grundwellenmaschine nicht zulässig ist. Bei der Summierung aller Kraftanteile der Ordnungszahlen 1, 7 und 13 ergibt sich für einen Lineargenerator mit den Daten aus Tabelle 4.1 eine resultierende Axialkraft für den Fall ohne geschrägte Magnetmontage bei einer Stromdichte von 10 A/mm^2 von

$$F_{LM} = 6945 \text{ N}$$

und eine resultierende Axialkraft für den Fall mit geschrägter Magnetmontage von

$$F_{LM} = 5894 \text{ N}$$

Bereich	Parameter	Wert	Einheit
Material	Remanenzinduktion	1,32	T
	Koerzitivfeldstärke	1020	kA/m
	μ_{rpm}	1,030	
Geometrie	Magnetbreite	24	mm
	Magnethöhe	3	mm
	Nutbreite	5	mm
	Luftspaltradius	100	mm
	Luftspalthöhe	0,75	mm
	Statorpolteilung	30	mm
	Läuferpolteilung	30	mm
Sonstiges	Polpaarzahl	3	

Tabelle 4.1 Der Berechnung zugrundeliegenden Maschinendaten

Die Nutzkraftreduzierung, die aus den geschrägt aufgebrachten Magneten resultiert, beträgt somit 15 Prozent. Ein Vergleich des Ergebnisses aus der analytischen Berechnung mit dem Ergebnis aus der numerischen Berechnung und dem durch Messung ermittelten Wert wird in Kapitel 4.3.3 angestellt.

4.2.6

Hauptinduktivität

Die Hauptinduktivität L_h des Lineargenerators stellt als Integralparameter den Zusammenhang zwischen dem verketteten Fluss Ψ und dem eingepprägten Strom I dar.

$$\Psi = L \cdot I \quad (4.36)$$

Zur Ermittlung der Hauptinduktivität der dreisträngigen Wicklung wird zunächst der Fluss angesetzt zu

$$\Phi = \int_0^A B(x, t) \cdot dA = l_l \cdot \int_0^{\tau_s} B(x) \cdot dx \quad (4.37)$$

Der Strom I_2 wird als Bezugsstrom definiert, was zu einer Verschiebung des Betrachtungspunktes der zugehörigen magnetischen Flussdichte um $\frac{\pi}{2}$ führt. Durch Einsetzen der magnetischen Flussdichte $B(x, t)$ aus (4.16) in (4.37) unter Berücksichtigung der Verschiebung der magnetischen Flussdichte ergibt sich der Ausdruck

$$\Phi(x, t)_{t=0, v_D=1} = l_l \frac{3 \cdot \mu_0 \cdot \omega_s \cdot I_2}{\delta' \cdot \pi} \cdot \int_0^{\tau_s} \cos\left(\frac{\pi}{\tau_s} \cdot x + \frac{\pi}{2}\right) dx \quad (4.38)$$

Wird die Integration durchgeführt, erhält man für den magnetischen Fluss den Ausdruck

$$\Phi = l_l \frac{6 \cdot \mu_0 \cdot \omega_s \xi_s \cdot I_2 \cdot \tau_s}{\delta' \cdot \pi^2} \quad (4.39)$$

Setzt man in den allgemeinen Ansatz für die Flussverkettung nach (4.40) Φ aus (4.39) ein, so ergibt sich die Flussverkettung nach (4.41)

$$\Psi = w_s \cdot \xi_s \cdot \Phi \quad (4.40)$$

$$\Psi = l_l \frac{6 \cdot \mu_0 \cdot (w_s \xi_s)^2 \cdot I_2 \cdot \tau_s}{\delta' \cdot \pi^2} \quad (4.41)$$

Zur Berechnung der Hauptinduktivität wird (4.41) in die nach L_h aufgelöste Gleichung (4.36) eingesetzt.

$$L_h = l \frac{6 \cdot \mu_0 \cdot (w_s \xi_s)^2 \cdot \tau_s}{\delta' \cdot \pi^2} \quad (4.42)$$

Setzt man in (4.42) die Maschinenwerte aus Tabelle 4.1 ein, ergibt sich für die Hauptinduktivität L_H der Wert:

$$L_h = 4,036 \text{ mH}$$

4.2.7

Streuinduktivitäten

Die Definition der Streuung nach Humburg [22] lautet:

„Streuung ist die Erscheinung, derzufolge in elektrischen Maschinen ein Teil des magnetischen Feldes von dem Weg abweicht, der ihm durch den Konstruktionsgedanken des Ingenieurs zugewiesen ist.“

Für den Lineargenerator lässt sich diese Definition auf folgende Weise präzisieren:

Alle Anteile des magnetischen Feldes, die nicht zur Verknüpfung von Läufer und Stator beitragen, werden dem Streufeld zugeschlagen.

Nach dem Prinzip der Trennbarkeit der Streufelder [22] können die Streufeldanteile einzeln berechnet werden. Der zu berechnende Generator prägt folgende Streufelder aus:

▷ Nutstreuung

Schließen sich Feldlinien, die durch den Statorstrom verursacht werden, **in** den Nuten, ohne mit dem Läuferfeld gekoppelt zu sein, kommt es wie in Abbildung 4.11 verdeutlicht zur Nutstreuung.

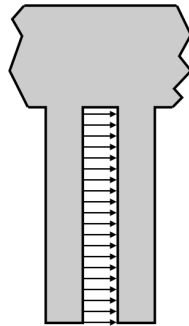


Abbildung 4.11 Nutstreuung

Die Nutstreuinduktivität $L_{\sigma n}$ berechnet sich aufgrund der gleichen Feld- und Geometrieverhältnisse analog zur Theorie der rotierenden Maschinen nach [31] mit der Gleichung:

$$L_{\sigma n} = 2\mu_0 \frac{w_s^2}{p} l_E \frac{\lambda_n}{q} \quad (4.43)$$

Der Nutstreuleitwert λ_n errechnet sich nach der Herleitung in [22] zu:

$$\lambda_n = \frac{h_L}{3 \cdot b_N} \quad (4.44)$$

Setzt man (4.44) in (4.43) ein und verwendet die Maschinenwerte aus Tabelle 4.1 ergibt sich für die Nutstreuinduktivität der Wert:

$$L_{\sigma n} = 2,75 \text{ mH}$$

▷ Zahnkopfstreuung

Schließen sich Feldlinien, die durch den Statorstrom verursacht werden, **über** den Nuten, ohne mit dem Läuferfeld gekoppelt zu sein,

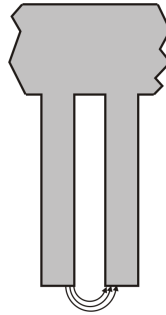


Abbildung 4.12 Zahnkopfstreuung

kommt es wie in Abbildung 4.12 verdeutlicht zur Zahnkopfstreuung. Die Zahnkopfstreuinduktivität berechnet sich aufgrund der gleichen Feld- und Geometrieverhältnisse analog zur Theorie der rotierenden Maschinen nach (4.45) wie in [22] beschrieben.

$$L_{\sigma z} = 2\mu_0 \frac{w_s^2}{p} l_E \frac{\lambda_z}{q} \quad (4.45)$$

In [32] und [33] wurde für den Streuleitwert λ_z folgende Gleichung ermittelt und zur Berechnung eingesetzt:

$$\lambda_z = \frac{5 \cdot \left(\frac{k_c \delta_g}{b_n}\right)}{5 + 4 \cdot \left(\frac{k_c \delta_g}{b_n}\right)} \quad (4.46)$$

Setzt man (4.46) in (4.45) ein und verwendet die Maschinenwerte aus Tabelle 4.1, ergibt sich für die Zahnkopfstreuinduktivität der Wert

$$L_{\sigma z} = 0,35 \text{ mH}$$

4.2.8

Ohmscher Widerstand

Der allgemeine Ansatz [34] für den Widerstand eines elektrischen Leiters mit der Länge l_{Le} und der Fläche A_{Le} aus einem Material mit dem spezifischen elektrischen Widerstand ρ ist

$$R_{sp} = \rho_{cu} \frac{l_{Le}}{A_{Le}} \quad (4.47)$$

mit dem mittleren Spulenradius

$$r_{spm} = \frac{r_{spa} + r_{spi}}{2} \quad (4.48)$$

und unter Berücksichtigung der Doppellagigkeit des verwendeten Flachbandkupfers ergibt sich aus (4.47) für den unbestromten Leiter

$$R_{sp} = \rho_{cu} \frac{2\pi \cdot r_{spm}}{2b_{Le}h_{Le}} \quad (4.49)$$

Im bestromten, stationären Betriebsfall wird durch die Verluste in der Maschine Energie in Form von Wärme frei. Diese führt zur Erwärmung der Kupferwicklungen, was zu einem Anstieg des Widerstandes nach (4.50) unter Einbeziehung des Temperaturkoeffizienten k_{20} führt.

$$R_{sp(\vartheta)} = \rho_{cu} \frac{2\pi \cdot r_{spm}}{2b_{Le}h_{Le}} \cdot (1 + k_{20}\Delta\vartheta) \quad (4.50)$$

Setzt man in (4.50) die Maschinenwerte aus Tabelle 4.1 ein, ergibt sich für den aus 9 Spulen bestehenden Strang ein Widerstand von:

$$R_{st}(20^{\circ}C) = 28 \text{ m}\Omega$$

Der Einfluss der Stromverdrängung auf den Wicklungswiderstand wird in Kapitel 4.4.2 erläutert.

4.2.9

Ersatzschaltbild

Zur Ermittlung der im einphasigen Ersatzschaltbild verwendeten Elemente können die Induktivitäten aus Kapitel 4.2.6 und Kapitel 4.2.7 in Reaktanzen umgerechnet werden. In Abbildung 4.13 ist das einsträngige Ersatzschaltbild des Lineargenerators dargestellt.

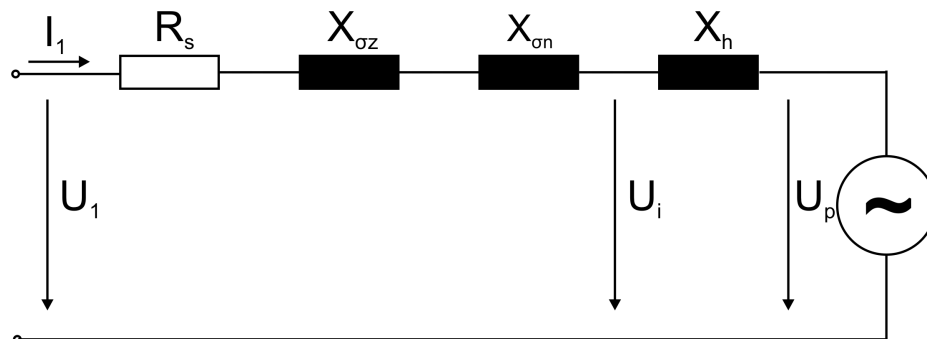


Abbildung 4.13 Einsträngiges Ersatzschaltbild des Lineargenerators

In Tabelle 8.1 ist dargestellt, aus welchen Induktivitäten welche Reaktanzen berechnet werden.

Reaktanz	Name	Berechnet aus Induktivität
X_h	Hauptreaktanz	L_h
$X_{\sigma n}$	Nutstreureaktanz	$L_{\sigma n}$
$X_{\sigma z}$	Zahnkopfstreureaktanz	$L_{\sigma z}$

Tabelle 4.2 Zuordnung der Bezeichnungen der Induktivitäten zu den resultierenden Reaktanzen

4.2.10

Zeigerdiagramm

Für das Zeigerdiagramm in Abbildung 4.14 wurden die Ströme durch die entsprechenden Durchflutungen ersetzt.

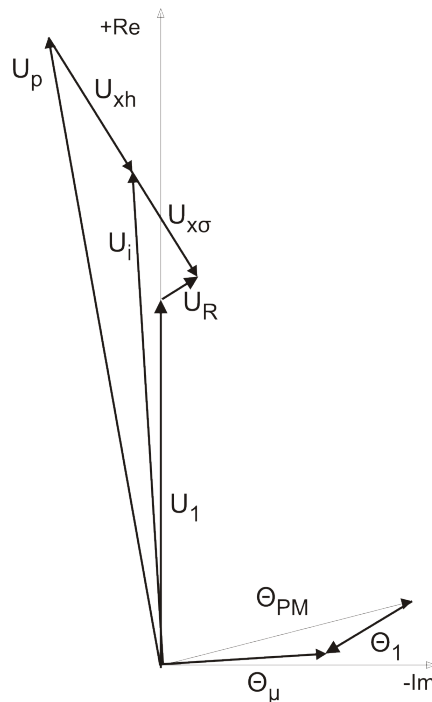


Abbildung 4.14 Zeigerdiagramm des Lineargenerators

Um aus dem Zeigerdiagramm einer permanentmagneterregten Maschine die Magnetparameter ermitteln zu können, muss die abgelesene elektrische Erregerdurchflutung in einen Permanentmagneten mit äquivalenter Durchflutung umgerechnet werden.

Die Betrachtung eines magnetischen Kreises, in dem sich sowohl ein Permanentmagnet als auch eine Spule befinden, führt in Anlehnung an [27] und [25] für den Lineargenerator auf die Gleichung

$$\Theta_{pm} = B_{\delta} \left(\frac{h_{pm}}{\mu_{pm}} + \delta \right) \frac{1}{\mu_0} = B_r \frac{h_{pm}}{\mu_0 \mu_{pm}} \quad (4.51)$$

mit der die Umrechnung vollzogen werden kann.

4.3

Numerische Maschinenberechnung

Bei der Entwicklung des numerischen Lineargeneratorenmodells wird, wie Abbildung 4.15 verdeutlicht, auf eine weitgehende Parametrisierung der Geometriedaten Wert gelegt. Die Parametrisierung hat zum Ziel, mit einem initiierten Berechnungslauf mehrere geometrische Konfigurationen berechnen zu können. Dies ermöglicht eine effiziente Bewertung der Auswirkungen von Variationen einzelner geometrischer Parameter, wie in Kapitel 4.2.5 dargestellt. Das Maschinenmodell wird permanent erweitert und an neue Anforderungen angepasst, wobei stets auf eine Abwärtskompatibilität geachtet wird. Auf dem numerischen Modell ist eine datenbankbasierte Bedien- und Auswertungssoftware aufgesetzt, die im Folgenden als Berechnungssoftware bezeichnet wird. Diese ermöglicht eine komfortable Bedienung mit vielen Vorteilen gegenüber der direkten Ausführung des numerischen Codes (siehe Kapitel 4.1).

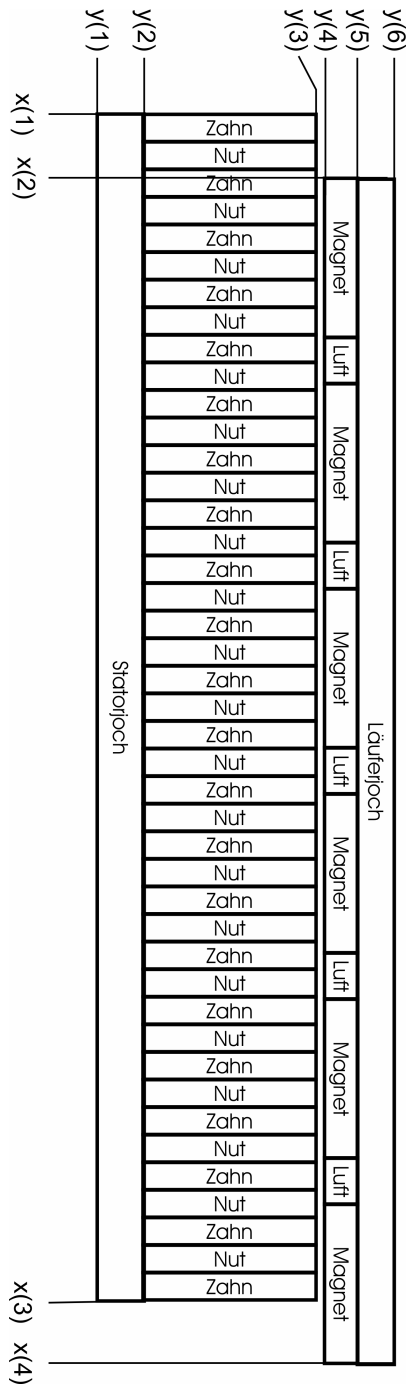


Abbildung 4.15 Parametrisiertes Grundmodell

4.3.1

Statoranteil der Luftspaltinduktion (Ankerrückwirkung)

Die Ankerrückwirkung wird berechnet, indem im FEM-Modell des Lineargenerators die magnetischen Eigenschaften der Permanentmagnete $\mu_r = 1$ und $B_r = 0$ gesetzt werden. Dies hat zur Folge, dass die Permanentmagnete bei der numerischen Berechnung der Flussdichte ein Verhalten wie Luft aufweisen.

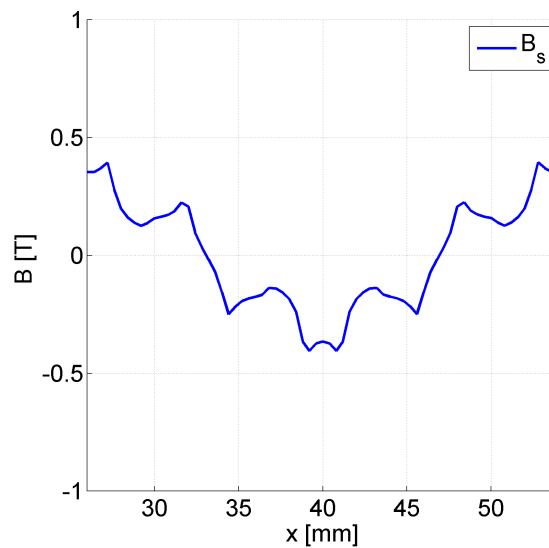


Abbildung 4.16 Darstellung der Ankerrückwirkung im Luftspalt über dem Bereich einer Polteilung

Die Ausgabe der Ankerrückwirkung (B_{sx}) erfolgt auf einem axial orientierten Pfad in Höhe des Luftspaltradius r_{lsp} .

4.3.2

Läuferanteil der Luftspaltinduktion (Erregerfeld)

Der Läuferanteil der Luftspaltinduktion ist das von den Magneten erzeugte Feld im Luftspalt, ohne die Berücksichtigung der Rückwirkung der Bestromung im Stator (Ankerrückwirkung). Zur Berechnung müssen die Stromdichten im Berechnungsmodell zu $s = 0 \text{ A/mm}^2$ gesetzt werden. In Abbildung 4.17 ist das Erregerfeld entlang des axial orientierten Pfades in Höhe des Luftspaltradius r_{lsp} dargestellt. Der Verlauf entspricht den Erwartungen, der Einfluss der Statornutung auf das Erregerfeld ist deutlich zu erkennen.

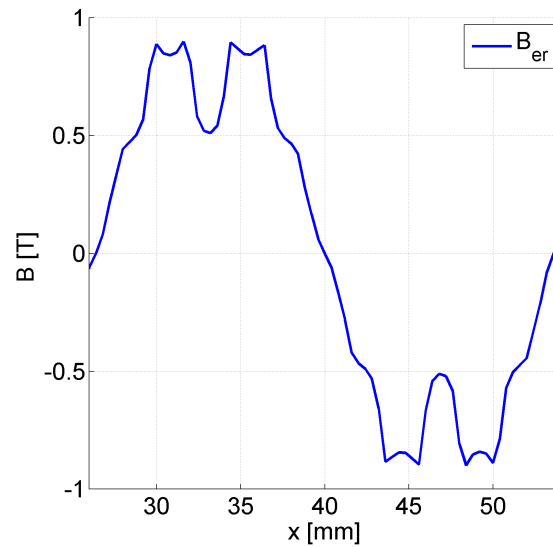


Abbildung 4.17 Darstellung des Erregerfeldes im Luftspalt über dem Bereich einer Polteilung

4.3.3

Axialkraft

Parametervariation:

Folgende Parameter nach den Forderungen aus Kapitel 2 werden zur Berechnung der maximalen Axialkraft (siehe Tabelle 4.3) verwendet.

Parameter	Wert
Polteilung	30 mm
Luftspaltradius	100 mm
Statorteilungen	9
Läuferteilungen	6
Stromdichte	$7,6 A/mm^2$

Tabelle 4.3 Nicht variierte Parameter

In einem ersten Schritt werden zunächst alle Parameter variiert. Der Variationsbereich ist in Tabelle 4.4 abgelegt. Bei allen durchgeführten Variationen ist ein Kraftmaximum in Abhängigkeit des variierten Parameters festzustellen. In den Abbildungen 4.18 bis 4.23 sind die Ergebnisse von Parametervariationen dargestellt.

Parameter	Startwert [mm]	Schrittweite [mm]	Variationsbereich [mm]	
			min	max
Luftspalthöhe	0.75	0.25	0.25	1.5
Zahnbreite	5	1	3	9
Nuthöhe	30	5	15	40
Statorjochhöhe	10	2	2	10
Läuferjochhöhe	7	2	2	10
Magnethöhe	5	1	1	5

Tabelle 4.4 Übersicht Variationsparameter

Es ergibt sich bei Zunahme des Luftspaltes eine permanente Abnahme der Kraft. Wird der Luftspalt modellhaft als immer größer werdender magnetischer Widerstand betrachtet, kommt es durch die Zunahme des magnetischen Widerstandes zu einer Abnahme der Axialkraft.

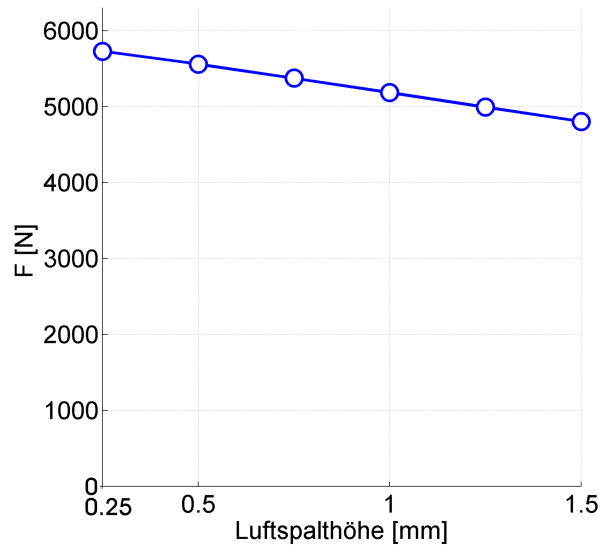


Abbildung 4.18 Kraft über variiertes Luftspalthöhe

Die Variation der Zahnbreite ergibt ein Kraftmaximum bei einer Zahnbreite von 4 mm. Unter der Voraussetzung einer konstant gehaltenen Stromdichte treten bei der Variation der Zahnbreite zwei Effekte auf:

Sowohl die Polteilung als auch die axiale Länge der Maschinen werden konstant gehalten. Deshalb wird zum einen die Flusseintrittsfläche mit zunehmender Zahn-

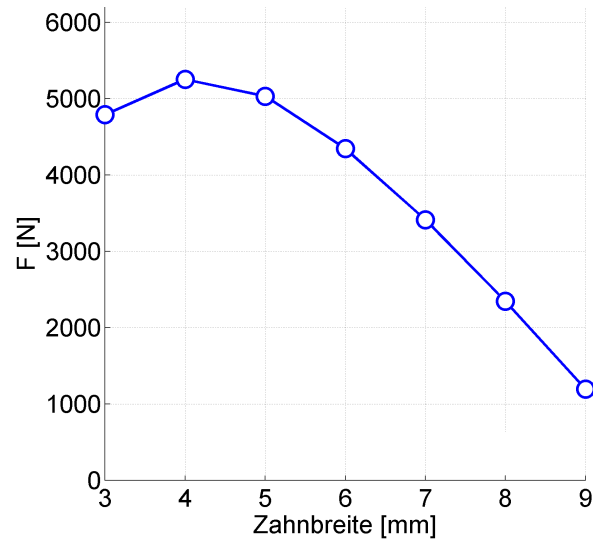


Abbildung 4.19 Kraft über variiertes Zahnbreite

breite größer, was das flussführende Material im Zahnbereich immer weiter aus dem Bereich der Sättigung führt. Zum anderen kommt es bei konstanter Stromdichte zu einer Abnahme des Strombelags in den Nuten, da dieser an Breite und somit an Fläche verliert. Bei einer Zahnbreite von 4 mm ergibt sich aus der Summe beider Effekte ein Maximum in der Axialkraft.

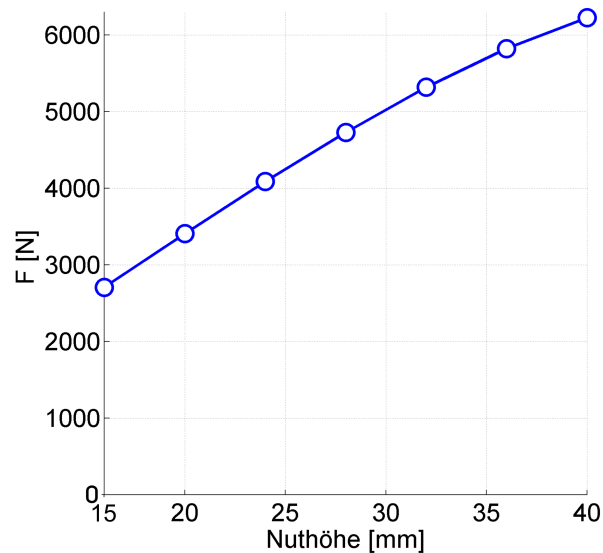


Abbildung 4.20 Kraft über variiertes Nuthöhe

Die konstante Stromdichte führt zu einer mit der Erhöhung der Nuthöhe einhergehenden Erhöhung der Axialkraft. Ab einer Nuthöhe von 32,5 mm beginnt das

flussführende Material im Zahnbereich in Sättigung zu gehen, was zu einem Abflachen des Kraftanstiegs führt.

Die Variation der Statorjochhöhe führt bei Werten von größer 7 mm zu keiner weiteren Zunahme der Kraft.

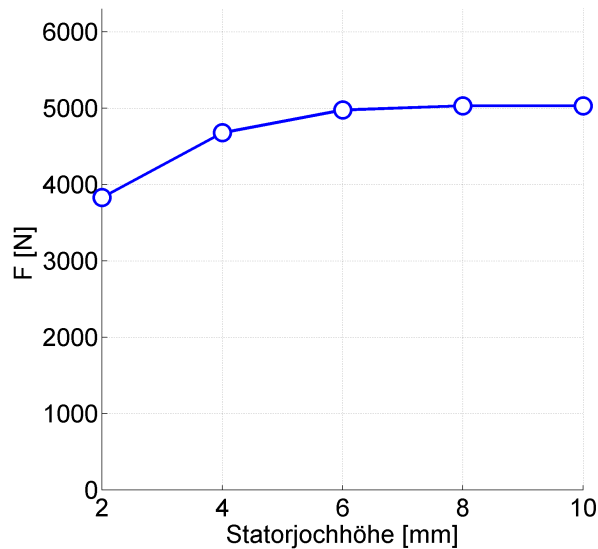


Abbildung 4.21 Kraft über variierter Statorjochhöhe

Durch eine Vergrößerung der Statorjochhöhe kommt es zu einer Vergrößerung der vom Fluss durchsetzten Fläche, was zu einer Reduzierung des magnetischen Widerstandes führt. Die Feldlinien breiten sich so lange in das zusätzliche Gebiet aus, bis die Längenzunahme der Feldlinien die Reduzierung des magnetischen Widerstandes durch die Vergrößerung der durchfluteten Fläche ausgleicht.

$$R_m = \frac{A_{fe}}{l_{fe}} \quad (4.52)$$

Dieser Effekt hat zur Folge, dass durch eine weitere Erhöhung der Statorjochhöhe kein weiterer Kraftanstieg erfolgt.

Die Variation der Läuferjochhöhe, die in Abbildung 4.22 dargestellt ist, zeigt ab einer Höhe von 6 mm nur noch eine geringe Kraftzunahme auf. Der Grund hierfür ist anschaulich, wie bei der Betrachtung der Statorjochhöhenvariation, die Kompensation der Reduzierung des magnetischen Widerstandes durch die Zunahme der zu durchflutenden Fläche.

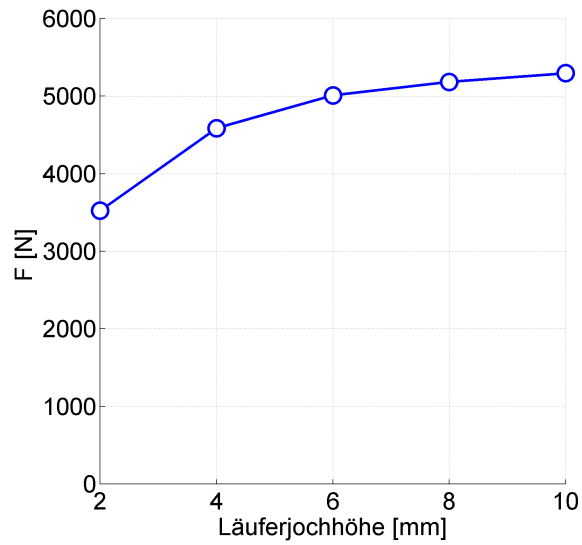


Abbildung 4.22 Kraft über variiertes Läuferjochhöhe

Die Zunahme der Magnethöhe hat eine Zunahme der Axialkraft zur Folge. Ab einer Magnethöhe von 2 mm kommt es zu einer verminderten Zunahme der Axialkraft.

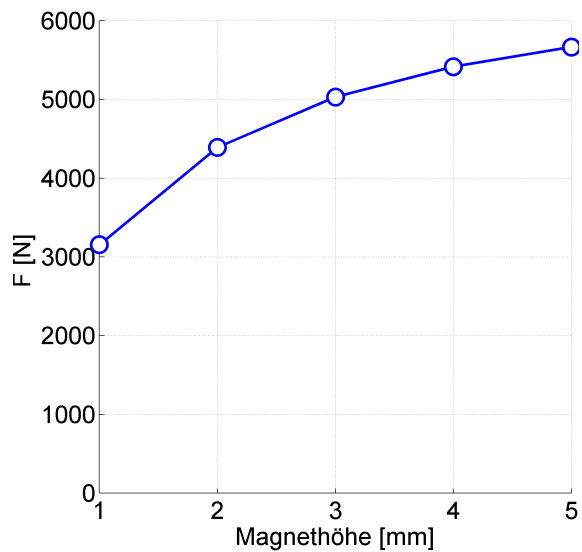


Abbildung 4.23 Kraft über variiertes Magnethöhe

Der vom Magneten erzeugte Fluss ist abhängig vom eingesetzten Magnetmaterial (siehe 4.53). Wird nun die Magnetfläche konstant gehalten, beeinflusst nur die Magnethöhe den vom Permanentmagneten erzeugten Fluss. Mit steigender Magnethöhe kommt es zu Sättigungserscheinungen im magnetischen Kreis, was das weitere

Ansteigen der Axialkraft immer mehr abschwächt.

$$\hat{B}_0 = \frac{B_r}{1 + \mu_m \frac{\delta'}{h_{pm}}} \quad (4.53)$$

Ortsabhängige Axialkraft:

Um die ortsabhängige Axialkraft des Lineargenerators zu berechnen, werden die Kräfte in einzelnen Berechnungsschritten an jedem Ort bestimmt und dann in einer Tabelle abgelegt. Als Basisdaten der in Abbildung 4.24 dargestellten Berechnungsergebnisse $F(x)$ werden die Ergebnisse aus den Variationsberechnungen in Tabelle 4.5 zugrunde gelegt. Diese Werte ergeben eine maximale Axialkraft für den Lineargenerator.

Parameter	Wert [mm]
Luftspalthöhe	0,75
Nutbreite	5
Zahnbreite	5
Nuthöhe	30
Statorjochhöhe	12
Läuferjochhöhe	7
Magnethöhe	3

Tabelle 4.5 Aus der Parametervariation ermittelte Größen

Der Hub wird für die Berechnungen der Ergebnisse in Abbildung 4.24 auf 80 mm festgelegt. Die Stromdichte in den Nuten wird nach Tabelle 4.6 variiert.

Parameter	Wert [A/mm ²]	berechnete mittlere Kraft [N]
Stromdichte	0	0
	2	1391
	4	2756
	6	4061
	8	5263

Tabelle 4.6 Variationswerte der Stromdichte

In Abbildung 4.24 sind die Ergebnisse aus der Berechnung der Durchfahrt des Läufers durch den Stator dargestellt. Die an den Zähnen auftretenden Rastkräfte verursachen eine überlagerte Kraftschwingung mit einer Amplitude von circa 1450 N. Würde der Lineargenerator bei seiner Nennfrequenz (37 Hz) betrieben werden, ist davon auszugehen, dass diese Krafterippel zu einer erheblichen Geräusentwicklung führen. Welche Ansätze zur Reduzierung der Rastkräfte verfolgt wurden, wird in Kapitel 4.3.6 erläutert.

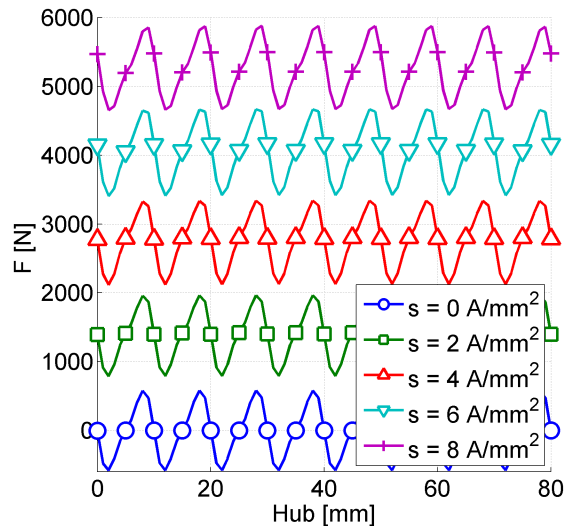


Abbildung 4.24 Darstellung der Axialkraft bei einem Hub von 80 mm

4.3.4

Fluss

Die Auswirkung von geschrägt aufgebrachten Magneten auf den Fluss Φ des Linear-
generators werden mit einem dreidimensionalen numerischen Modell untersucht.

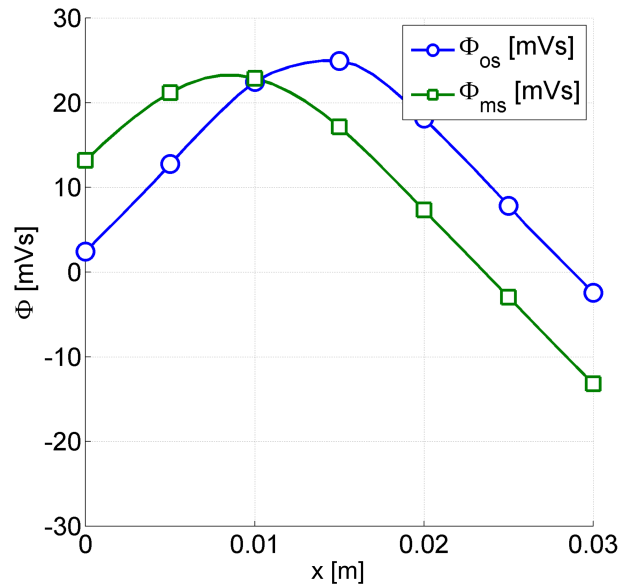


Abbildung 4.25 Φ_{ms} mit und Φ_{os} ohne geschrägt aufgebrachte Magnete

Aus Abbildung 4.25 geht hervor, dass es im Fall der um τ_n geschrägt aufgebrachten
Magnete zu einer Reduzierung der maximalen Flussamplitude um 6,8 Prozent und
einer Phasenverschiebung von 5 mm kommt.

4.3.5

Induzierte Spannung

Aus dem in Kapitel 4.3.4 berechneten Strangfluss lässt sich die induzierte Spannung
nach (4.54) berechnen:

$$u_i = -N \cdot \frac{d\Phi}{dt} \quad (4.54)$$

Bei den in Abbildung 4.26 dargestellten induzierten Spannungen ist eine Verfahrgeschwindigkeit des Läufers von 1 m/s zugrundegelegt. Der in Abbildung 4.26a aufgezeigte Vergleich der berechneten induzierten Spannung mit und ohne geschrägt aufgebrachte Magnete ergibt eine Reduzierung der maximalen induzierten Spannung um 2,2 Prozent. Die vom Läufer mit geschrägt aufgebrachten Magneten verursachte induzierte Spannung durchtritt die Spannungsnulllinien 5 mm vor der induzierten

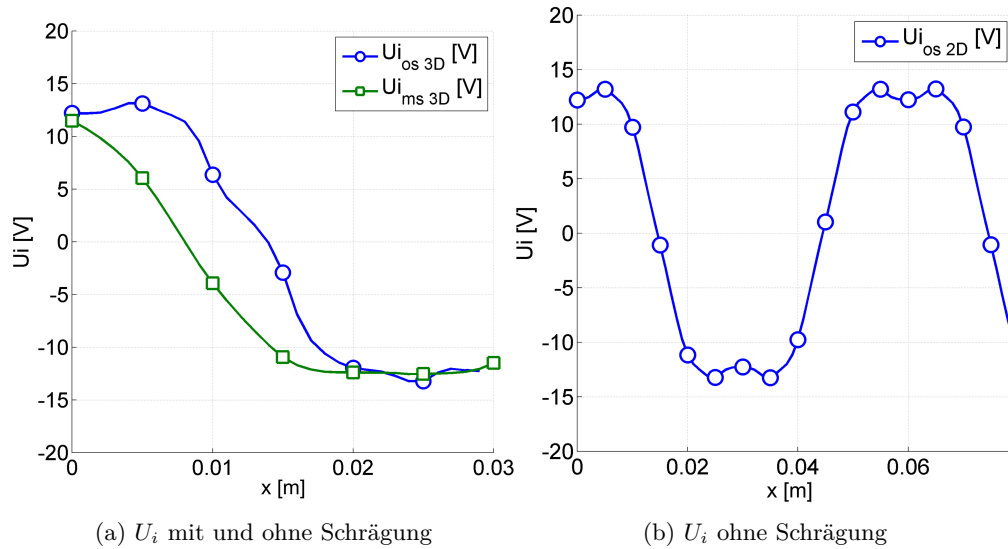


Abbildung 4.26 Darstellung der induzierten Spannung mit und ohne geschragt aufgebraachte Magnete

Spannung, die durch den Läufer ohne geschragt aufgebraachte Magnete verursacht wird.

In Abbildung 4.26b sind die von den Nutungsüberwellen (s. Kapitel 4.4.3) verursachten Einbrüche der induzierten Spannung dargestellt. Aus dem Vergleich der Verläufe der induzierten Spannungen mit geschragt aufgebraachten Magneten (s. Abbildung 4.26a) und ungeschragt aufgebraachten Magneten (s. Abbildung 4.26b) lässt sich erkennen, dass sich der Einfluss der Nutungsüberwellen durch das geschragte Aufbringen der Magneten stark reduzieren lässt.

4.3.6

Rastkräfte

Die in Abschnitt 4.3.3 errechnete Kraftschwankung resultiert aus den Rastkräften, die durch die Nutung des Stators hervorgerufen werden. Um diesen Effekt in der Maschine zu reduzieren, werden mehrere Ansätze verfolgt.

▷ Zweidimensional modulierbare Ansätze

Um die Rastkräfte in der Maschine zu reduzieren, kann die Form des Nutkopfbereichs variiert werden. Eine Vergrößerung sowie eine Verkleinerung des effektiven Nutkopfbereichs (siehe Abbildung 4.27) wird betrachtet.

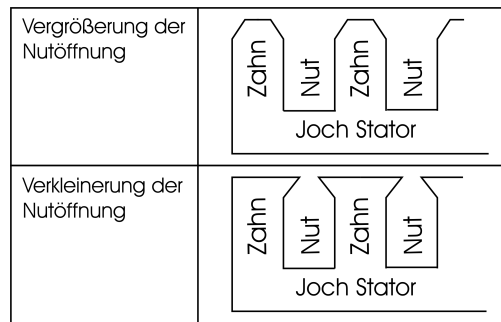


Abbildung 4.27 Darstellung der Geometrieansätze zur Reduzierung von Rastkräften

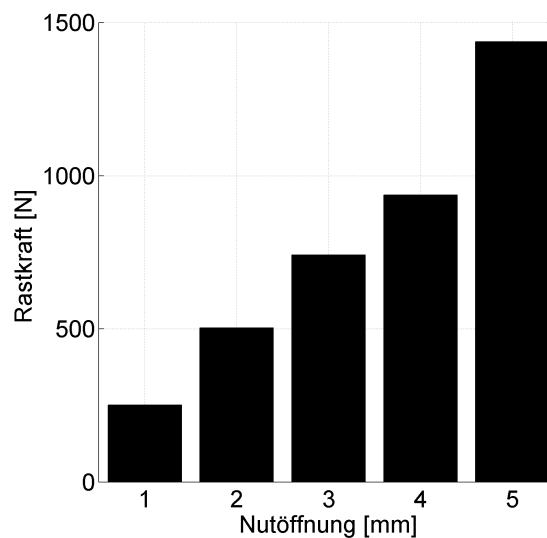


Abbildung 4.28 Ergebnisse der Rastkraftminimierung des Nutkopfbereichs

Die Vergrößerung der Nutöffnung reduziert die Rastkraft, die vornehmlich in diesen Bereichen auftritt leicht, da durch die Schrägung weniger Feldlinienanteile in axialer Richtung austreten B_x und somit keinen Beitrag zur Kraftbildung leisten. Es kommt anschaulich zu einer Vergrößerung des Luftspaltes, was zu einer Reduzierung der erzielbaren Axialkraft führt. Außerdem tritt die Zahnsättigung im luftspaltzugewandten Teil früher auf, was den magnetischen Kreis verschlechtert und zusätzlich zu einem Kraftverlust führt. Die Vergrößerung der Nutkopfföffnung führt bei starken Axialkraftverlusten zu keiner nennenswerten Verringerung der Rastkraft, weshalb dieser Ansatz nicht weiterverfolgt wird. Bei Verkleinerung der Nutöffnung von 5 mm auf 1 mm reduzierte sich die maximale Rastkraft bei den vorliegenden Parametern von

1438 N auf 252 N. Dies entspricht einer Reduzierung um 82 Prozent. Dieses Verfahren zur Rastkraftreduzierung wird nicht in die Maschine implementiert, da es aus fertigungstechnischer Sicht die Verwendung von Flachbandkupfer ausschließt (Forderung aus Kapitel 2).

▷ Dreidimensional modulierbarer Ansatz

In konventionellen rotierenden Maschinen werden die Rastmomente reduziert, indem man die Wicklung um eine Nutteilung schrägt. Aufgrund geometrischer Vorgaben und des mit höheren Kosten verbundenen aufwändigen Herstellungsverfahrens kommt eine Schrägung der Spulen nicht in Frage. Alternativ wird ein Ansatz verfolgt bei dem Magnete um eine Nutteilung geschrägt aufgebracht werden. Um die Auswirkungen dieses Effekts berechnen zu können,

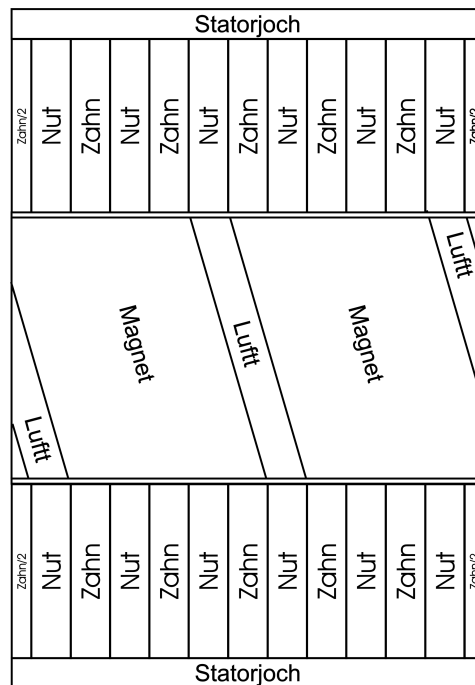


Abbildung 4.29 3D Ansatz zur Reduzierung der Rastkräfte

muss aufgrund der Geometrie ein dreidimensionales Modell verwendet werden. Ein Schnitt durch den Statorteil des Modells und der ungeschnittene Läufer sind in Abbildung 4.29 dargestellt. In Abbildung 4.30 ist der berechnete Verlauf der Axialkraft mit und ohne Schrägung der Magnete dargestellt. Der Vergleich der berechneten Kräfte ergibt eine Reduzierung der Rastkraftamplitude (pp) durch Schrägung der Magnete um 94 Prozent von 580 N auf 34 N. Dabei verringert sich bei einer Stromdichte von 10 A/mm^2 die Nutzskraft um 14,9 Prozent. In Abbildung 4.31 ist die mittlere Kraft mit und

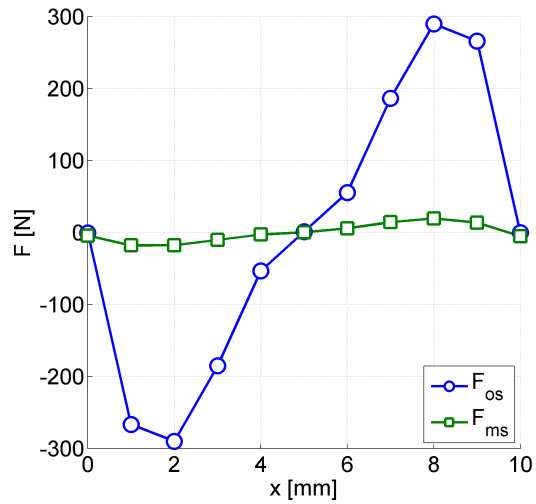


Abbildung 4.30 Die Auswirkungen der geschragt auf den Läufer aufbrachten Magnete auf die Rastkräfte des Lineargenerators

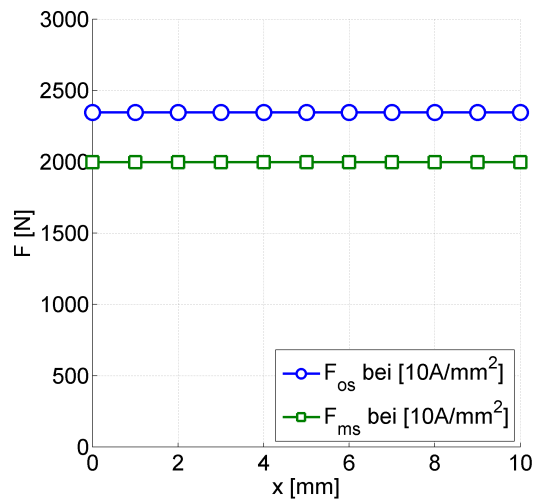


Abbildung 4.31 Auswirkung der Rastkraftminimierung auf die Axiale Nutzkraft (2-polige Anordnung)

ohne geschrägt aufgebrachte Magnete über eine doppelte Polteilung des Generators dargestellt.

Bei einer exemplarisch für die Berechnung verwendeten Stromdichte von 10 A/mm^2 ergibt sich für einen mit geschrägt aufgebrachten Magneten (Geometrie siehe Kapitel 4.2.5) ausgeführten Lineargenerator mit 6 Polen eine resultierende Axialkraft von

$$F_{num} = 5988 \text{ N}$$

Aus der analytischen Berechnung der Axialkraft des Lineargenerators ergibt sich in Kapitel 4.2.5

$$F_{anal} = 5894 \text{ N}$$

Daraus resultiert eine Abweichung der numerischen von der analytischen Berechnung von 1,6 Prozent.

4.4

Verluste

Die Verlustleistung des Lineargenerators teilt sich wie in Abbildung 4.32 dargestellt in mehrere Bereiche auf.

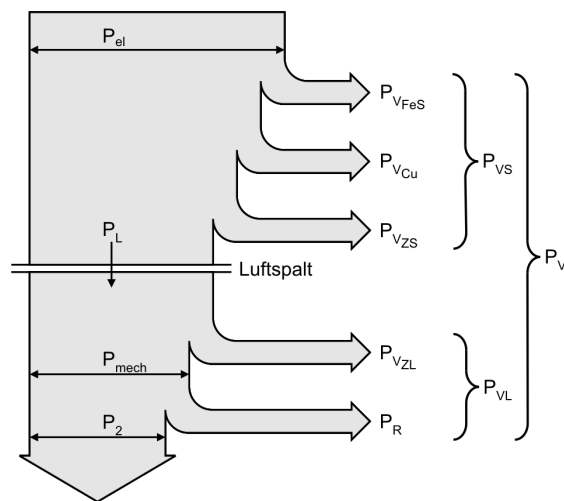


Abbildung 4.32 Leistungsaufteilung in der Maschine

Den größten Anteil an der Verlustleistung haben Eisen P_{vfe} - und Kupferverluste P_{vcu} . Dabei steigen die Kupferverluste mit zunehmender abzugebender Leistung an, sind also stromabhängig.

Die Eisenverluste hingegen sind von der Betriebsfrequenz der Maschine abhängig. Oberflächen- und Pulsationsverluste, die von den Nutungsharmonischen der Luft-

spaltfelder verursacht werden, werden zusammen mit anderen Verlustquellen (z.B. Wirbelströme in Gehäuseteilen) zur Gruppe der Zusatzverluste zusammengefasst. Auf die Eisen- und Kupferverluste wird in den folgenden Kapiteln eingegangen.

4.4.1

Eisenverluste

Die Eisenverluste in einer elektrischen Maschine werden zum einen durch das Ummagnetisieren der weichmagnetischen, flussführenden Materialien (Hystereseverluste) und zum anderen durch die erzeugten Wirbelströme im Blech (Wirbelstromverluste) verursacht. Beide Verlusttypen werden getrennt berechnet und anschließend zu den Eisenverlusten zusammengefasst.

$$P_{vfe} = P_{vfe,Hy} + P_{vfe,Wi} \quad (4.55)$$

▷ Hystereseverluste:

Die Hystereseverluste, die bei der Ummagnetisierung des flussführenden Materials entstehen, entsprechen der Fläche unter der B-H-Kennlinie der Hystereseschleife [28]. Ausgehend von der konventionellen Betrachtung wird beim Durchlauf der Hystereseschleife die Energie

$$W_{hys} = \int_t^{t+T} \Theta d\phi \quad (4.56)$$

in Wärme umgesetzt. Die Hystereseverluste, die in einer Periode umgesetzt werden, ergeben sich nach [28] und [22] zu

$$P_{vfe,Hy} = m \cdot \frac{W_{hys}}{T} = m \cdot v_{15H} \left(\frac{f}{50Hz} \right) \left(\frac{B}{1,5T} \right)^2 \quad (4.57)$$

mit der vom Blechhersteller gemessenen Verlustziffer

$$v_{15H}|_{50Hz,1,5T} \quad (4.58)$$

Die hier zu errechnenden Ergebnisse sind nach [22] allenfalls als Größenordnungen zu betrachten. Da das Hystereseverhalten des Blechpakets von vielen Parametern abhängt, muss die Verlustziffer für exakte Ergebnisse am vorliegenden Material gemessen werden. Die Messergebnisse an einer Blechtafel sind aufgrund von Gefüge- und Verarbeitungstoleranzen des Materials nicht exakt auf weitere Blechtafeln übertragbar. Des Weiteren verläuft der Fluss nicht in allen flussführenden Teilen exakt sinusförmig, wie bei der Berechnung angenommen.

▷ Wirbelstromverlust

Ein sich zeitlich änderndes magnetisches Feld verursacht einen Wirbel der elektrischen Feldstärke, der in elektrisch leitendem Material einen Wirbelstrom zur Folge hat. Prägt sich dieser Wirbelstrom in nicht unendlich gut leitendem Material aus, verursacht er Stromwärmeverluste. Die spezifischen Wirbelstromverluste im Blechpaket ergeben sich nach [22] zu:

$$P_{vfe,Wi} = m \cdot \sigma_{wb}|_{50Hz,1,5T} \left(\frac{f}{50Hz} \right)^2 \left(\frac{B}{1,5T} \right)^2 \quad (4.59)$$

Der Materialkennwert $\sigma_{wb}|_{50Hz,1,5T}$ stellt die spezifischen Wirbelstromverluste bei $f = 50$ Hz und $\hat{B} = 1,5$ T dar, die vom Hersteller angegeben werden. Ist der zeitliche Induktionsverlauf nicht sinusförmig, rufen die einzelnen Harmonischen eigene Beiträge zu den spezifischen Wirbelstromverlusten hervor. Damit ergibt sich ein Zuschlagsfaktor κ_{wb1} für die ungeraden Harmonischen nach [22] zu

$$\kappa_{wb1} = \frac{\sum(\lambda \hat{B}_\lambda)^2}{B_{max}^2} = \frac{\hat{B}_1^2 + 3^2 \hat{B}_3^2 + 5^2 \hat{B}_5^2 + \dots}{B_{max}^2} \quad (4.60)$$

Die einzelnen Statorbleche werden durch ein Laserschnittverfahren aus den Grundplatten herausgetrennt. Dies führt zu einer nicht mehr isolierten Kante bzw. zu einem Grat. Aus diesem Sachverhalt resultiert ein Zuschlagsfaktor κ_{wb2} , in dem dieser Effekt berücksichtigt wird, nach [22] zu

$$\kappa_{wb2} = 1 + 6 \frac{\sigma_{ueb}}{\sigma_{bl}} \frac{b_z b_{kont}}{b_{bl}^2} \quad (4.61)$$

Da im ausgeführten Fall die Leitfähigkeit der Übergänge (σ_{ueb}) zwischen den Statorblechen sehr viel kleiner ist als die Leitfähigkeit im Statorblech (σ_{bl}), kann der Zuschlagsfaktor κ_{wb2} vernachlässigt werden. Aus Kostengründen soll das Laserverfahren in der Massenproduktion durch ein Stanzverfahren ersetzt werden. Bei diesem Herstellungsverfahren kommt es zur Bildung eines Grates an den Blechkanten. Daraus resultiert eine Zunahme der Leitfähigkeit der Übergänge (σ_{ueb}). Somit kann der Faktor κ_{wb2} bei zukünftigen Berechnungen der Eisenverluste nicht mehr vernachlässigt werden.

Eine abschließende Bewertung der Eisenverlustberechnung im Vergleich zu den ermittelten Messwerten findet in Kapitel 8.2 statt.

4.4.2

Kupferverluste

Die Kupferverluste des Lineargenerators werden durch die Reibung der Elektronen des eingepprägten Stroms I an den Gitterstrukturen des Kupfers erzeugt und kön-

nen als Temperaturerhöhung gemessen werden. Die durch den Stromfluss erzeugte Leistung lässt sich nach (4.62) berechnen.

$$P_{vcu} = R_0 \cdot I_{eff}^2 \quad (4.62)$$

Der Widerstand R_0 stellt den stromdurchflossenen Spulenwiderstand ohne Feldeinfluss dar. Wird ein Leiter des Lineargenerators, der in einer offenen Nut eingebettet ist, einem veränderlichen Feld ausgesetzt, kommt es zur Stromverdrängung. Diese Stromverdrängung wird anschaulich als Reduzierung des vom Strom zu durchfließenden Leiterquerschnitts verstanden, was zu einem erhöhten Leiterwiderstand R_0 führt (siehe 4.63).

$$R_0 \rightarrow R_0 = w^2 \varrho \frac{l_{Le}}{A_{Le}} \quad (4.63)$$

Aus [22] folgt die stromverdrängungsbehaftete Kupferverlustleistung zu

$$P_{vcu} = \kappa_R \cdot R_0 \cdot I_{eff}^2 = (\kappa_{R10} + \kappa_{R20}) \cdot R_0 \cdot I_{eff}^2 \quad (4.64)$$

mit dem Stromverdrängungsfaktor erster Ordnung

$$\kappa_{R10} = \varphi(\beta) + \frac{n^2 - 1}{4} \Psi(\beta) \quad (4.65)$$

der sich aus dem Anteil der durch den Strom des betrachteten Leiters verursachten Stromverdrängung

$$\varphi(\beta) = \beta \frac{\sinh(2\beta) + \sin(2\beta)}{\cosh(2\beta) - \cos(2\beta)} \quad (4.66)$$

und dem Einfluss der n Leiter mit

$$\Psi(\beta) = 2\beta \frac{\sinh(\beta) - \sin(\beta)}{\cosh(\beta) + \cos(\beta)} \quad (4.67)$$

zusammensetzt.

$$\beta = \alpha n_{LEpar} h_{LEeinzel} \quad (4.68)$$

$$\alpha = \sqrt{\pi f \mu_0 \kappa} \quad (4.69)$$

In der implementierten Maschine kommt ein Kupferdraht mit einer Höhe von 2,5 mm zum Einsatz, was zur Erfüllung der Forderung in (4.70) für das Berechnen der Stromverdrängung zweiter Ordnung (κ_{R20}) führt.

$$\beta_{2o} = \alpha h_{LE} \ll 1 \quad (4.70)$$

Der Stromverdrängungsanteil zweiter Ordnung berechnet sich zu

$$\kappa_{R20} = \frac{n^2}{9} \beta_{2o}^4 \quad (4.71)$$

Der gesamte Stromverdrängungsfaktor (κ_R) ergibt sich aus der Summe des Stromverdrängungsanteils erster Ordnung nach (4.65) und des Stromverdrängungsanteils zweiter Ordnung nach (4.71).

$$\kappa_R = \kappa_{R1O} + \kappa_{R2O} \quad (4.72)$$

4.4.3

Zusatzverluste

Neben den Grundverlusten (P_{vfe}, P_{vcu}) treten in einer Maschine als Zusatzverluste klassifizierte Verluste auf. Diese werden in lastabhängige und lastunabhängige Zusatzverluste unterteilt.

1. Lastabhängige Zusatzverluste

- ▷ Die Oberwellenfelder, die durch eine stromdurchflossene mehrsträngige Wicklung verursacht werden, überlagern sich mit den NutungsOberwellen. Diese Überlagerung verursacht die Oberflächenverluste nach (4.73) mit dem Strombelag A , dem Oberflächenfaktor k_o und dem Hilfsfaktor k_n nach [35] zu

$$\frac{P_{von}}{W} = 0,79 \frac{k_o}{\frac{W}{m^2}} k_n \left(\frac{Nn}{\frac{10000}{min}} \right)^{1,5} \left(\frac{\tau_n}{\delta_0} \frac{A\tau_n}{1000A} \right)^2 \frac{A_o}{m^2} \quad (4.73)$$

2. Lastunabhängige Zusatzverluste

- ▷ Die Oberflächenverluste durch NutungsOberwellen finden neben der Berechnung der Gesamtverluste und des Wirkungsgrades auch Eingang in die Berechnung der Leerlaufverluste. Da die Verluste der NutungsOberwellen bei der Messung der Leerlaufverluste des Lineargenerators mitgemessen werden, ist es zur Auftrennung der Leerlaufverluste ebenso notwendig, diese Verlustart zu berechnen. Nach [22] berechnen sich die Oberflächenverluste mit der Nutfrequenz f und der Zahnkopfoberfläche A_o zu

$$P_{vo} = \frac{1}{4\sqrt{\pi}} f^{1,5} \tau_n^2 \hat{B}_n^2 \sqrt{\frac{\kappa}{\mu}} A_o \quad (4.74)$$

\hat{B}_n errechnet sich nach (4.75) aus der maximalen Amplitude der magnetischen Flussdichte B_{max} und dem Carterschen Faktor.

$$\hat{B}_n = (k_c - 1) B_{max} \quad (4.75)$$

- ▷ Pulsationsverluste entstehen durch die Relativbewegung zwischen Zähnen und Oberwellen. Sie verursachen Wirbelstromverluste in den Zähnen der Maschine mit der Materialeigenschaft $\sigma_{wb1,5}$ und der Zahnmasse m_z . Die Pulsationsverluste lassen sich nach [22] mit 4.76 berechnen.

$$P_{vpn} = 0,83\sigma_{wb1,5}f^{1,5} \left(\frac{\hat{B}_{pn}}{1,5T} \right) m_z \quad (4.76)$$

4.5

Wirkungsgrad

Aufgrund der vorhandenen Prüfumgebung ist eine Vermessung des Lineargenerators lediglich im motorischen Betrieb möglich. Aus diesem Grund wird im Folgenden der Wirkungsgrad des Lineargenerators im motorischen Betrieb berechnet. Der Wirkungsgrad des Lineargenerators ergibt sich für den motorischen Betrieb (η_{mot}) nach (4.77) aus der Division der abgegebenen Leistung durch die aufgenommene Leistung.

$$\eta_{mot} = \frac{P_{ab}}{P_{auf}} = \frac{P_{mech}}{P_{el}} = \frac{P_{mech}}{P_{mech} + P_{vfes} + P_{vcu} + P_{vzs} + P_{vzl}} \quad (4.77)$$

Bei der Berechnung des Wirkungsgrades wird die Reibung nicht berücksichtigt. Dadurch wird die Bewertung des Wirkungsgrades von der Art der Lagerung unabhängig gehalten. Aus diesem Grund erscheinen die Reibungsverluste nicht in (4.77).

$P_{mech(t)}$ berechnet sich unter Verwendung der Axialkraft aus (4.35), multipliziert mit der zeitabhängigen Geschwindigkeit des Läufers $v_l(t)$ zu

$$P_{mech(t)} = F_{x(t)} \cdot v_l(t) \quad (4.78)$$

Da im Folgenden immer der Wirkungsgrad im Verlauf eines Kolbenspiels betrachtet wird, muss aus (4.78) die mittlere mechanische Leistung P_{mechm} über ein Kolbenspiel berechnet werden.

$$P_{mechm} = \frac{1}{T} \int_{t=0}^T F \cdot v \, dt \quad (4.79)$$

Die Zusatzverluste setzen sich aus den in Kapitel 4.4.3 einzeln hergeleiteten Verlusten zusammen.

$$P_{vzusatz} = P_{von} + P_{vo} + P_{vpn} \quad (4.80)$$

Bei rotierenden Maschinen werden in ein Drehmoment-Drehzahldiagramm üblicherweise Linien gleichen Wirkungsgrades eingetragen. Da die Effizienz des FKLK-Gesamtsystems in Verbindung mit der auszukoppelnden Leistung das wichtigste

Auslegungskriterium ist, ergibt sich die Notwendigkeit, den Wirkungsgrad in Abhängigkeit der auskoppelbaren Leistung zu kennen. Daraus resultiert die Notwendigkeit, den Wirkungsgrad über der abgegebenen Leistung darzustellen. Der Wirkungsgrad hängt von den Parametern Frequenz, Hub und Leistung ab. Die Abhängigkeit von drei Parametern erfordert eine vierdimensionale Darstellungsweise. Da dies nicht möglich ist, wird auf eine Darstellung des Wirkungsgrades über der Frequenz und der abgegebenen Leistung für einen Hub übergegangen. In den Abbildungen 4.33 und 4.34 sind die berechneten Wirkungsgrade für die Hübe von 20 mm und 80 mm über der Leistung und der Frequenz aufgetragen. Eine abschließende Bewertung der berechneten Wirkungsgrade im Vergleich zu den gemessenen Wirkungsgraden findet in Kapitel 8.2 statt.

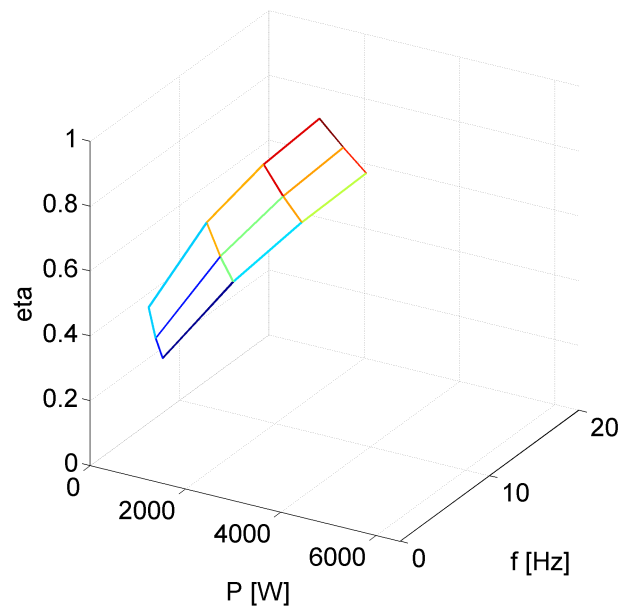


Abbildung 4.33 Berechneter Wirkungsgrad des Lineargenerators bei 20 mm Hub

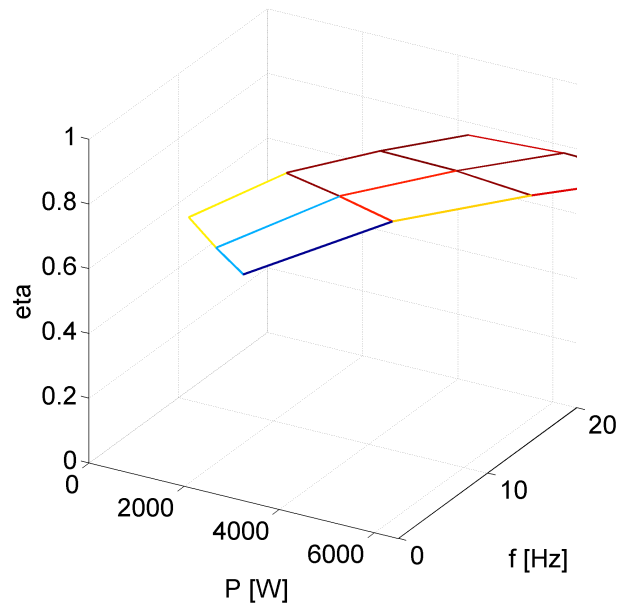


Abbildung 4.34 Berechneter Wirkungsgrad des Lineargenerators bei 80 mm Hub

5

Simulation

Um eine erste Abschätzung des systemischen Verhaltens des Lineargenerators in seiner Funktionsumgebung, bestehend aus Regelung, Steuerverfahren und Umrichter zu erhalten, wird nach den in Kapitel 2 angegebenen Randbedingungen und den in Kapitel 4 berechneten Daten eine Simulation aufgesetzt (s. Kapitel 5.1). Mit dieser Simulation kann die optimale Windungszahl für den Lineargenerator ermittelt werden. Die Windungszahl nimmt quadratisch Einfluss auf die Induktivität. Diese wiederum begrenzt den Stromanstieg in der Maschine. Ist der Stromanstieg zu langsam, lässt sich ein gefordertes Ortsprofil nicht mehr abfahren. Des Weiteren wird ein Modell zur Bestimmung des dynamischen Erwärmungsverhaltens implementiert und die Erwärmung im Betrieb simuliert (s. Kapitel 5.2).

5.1

Systemsimulation Maschine-Umrichter-Regelung

Die verwendeten Simulationsmodelle verfügen über die Eigenschaft, aus einer überlagerten Software heraus ferngesteuert werden zu können. Damit ist es gelungen, die entwickelte Berechnungssoftware (s. Kapitel 4.1) so zu erweitern, dass die numerisch berechneten Ergebnisse als Parameter direkt in die Simulationsmodelle übernommen werden können. Mit diesen übernommenen Parametern wird die Systemsimulation durchgeführt und die Resultate an die Berechnungssoftware zurückgegeben. In Abbildung 5.1 ist diese Funktionalität schematisch dargestellt.

5.1.1

Modellaufbau

Das implementierte Modell ist aus Gründen der Übersichtlichkeit in drei Teilbereiche untergliedert, den Umrichter, die Regelung und die Maschine.

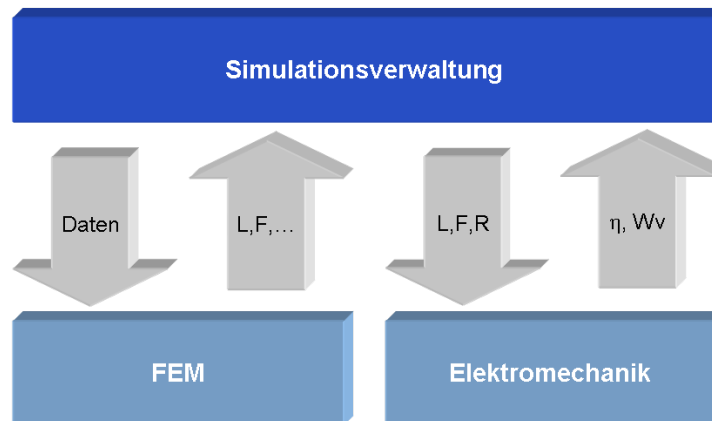


Abbildung 5.1 Funktionalität der Simulationssoftware

- ▷ Der Umrichter ist als sechspulsige Brücke modelliert. Die Ein- und Ausschaltkennlinien des im realen Aufbau zum Einsatz kommenden Moduls werden den Datenblättern des Herstellers entnommen. Ebenso gehen die vom Hersteller angegebene Charakteristika der Zwischenkreiskondensatoren als Parameter in das Modell ein. Als Steuerverfahren kommt eine 10 kHz Pulsweitenmodulation (PWM) zum Einsatz.
- ▷ Die Regelung ist als feldorientierte Regelung im d-q System implementiert.
- ▷ Die Maschine ist mit Parametern basierend auf den numerisch berechneten Ergebnissen modelliert. Folgende Parameter in Form von Tabellen oder Festwerten finden Verwendung:

Parameter	Abkürzung
Kraft in Abhängigkeit des Querstroms i_q	$F(i_q)$
Induktivität in Abhängigkeit von Ort und Strom	$L(x, i)$
Fluss in Abhängigkeit von Ort und Strom	$\Phi(x, i)$

Tabelle 5.1 Parameter auf Basis der numerischen Berechnung

Die Teilmodelle Umrichter, Regelung und Lineargenerator sind im Anhang 10.1 dargestellt.

5.1.2

Ergebnisse

In Abbildung 5.2 ist die simulierte Reaktion des Systems auf die Vorgabe eines Geschwindigkeits-Ortsprofils dargestellt. Das Geschwindigkeits-Ortsprofil wird durch die Gesamtsystemanforderungen aus [4] vorgegeben.

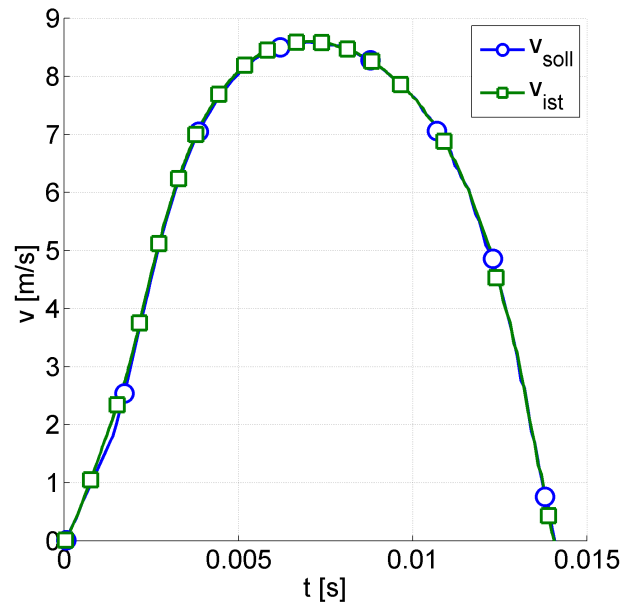


Abbildung 5.2 Darstellung der Soll- und Ist-Werte des Kraftverlaufs

Aus der Simulation ergibt sich eine optimale Windungszahl zwischen 5 und 6 Windungen pro Spule. Die Soll-Ist-Geschwindigkeitsabweichung beträgt bei einer Windungszahl von 5,75 Windungen pro Spule, über ein halbes Kolbenspiel gemittelt, 0,9 Prozent. Aus diesem Ergebnis resultiert, dass sich ein nach den berechneten Daten aufgebauter Generator so in das elektromechanische System integrieren lässt, dass er die aus dem Gesamtsystem heraus gestellten Anforderungen erfüllt.

5.2

Thermisches Modell

Ziele der Simulation des thermischen Verhaltens des Lineargenerators sind:

1. Ein möglichst genaues Abbild des thermischen Verhaltens bestimmen
2. Die maximal abzugebende Leistung bei einer Kühlmitteltemperatur von $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $80\text{ }^{\circ}\text{C}$ ermitteln

3. Die Erreichbarkeit des aus der Gesamtsystemsimulation (s. [4]) vorgegebenen Betriebspunktes bei maximaler Leistung bestätigen
4. Die Erfüllbarkeit einer anstehenden Lastanforderung aus dem Gesamtsystem vorhersagen
5. Die entwärmungssensiblen Parameter analysieren und bewerten
6. Maßnahmen zum Bauteilschutz ableiten

Nach dem Aufbau des Lineargenerator-Modells zur Simulation seines thermischen Verhaltens, wurden die für das Modell benötigten Wärmeübergänge mit den Messungen am realisierten Lineargenerator abgeglichen.

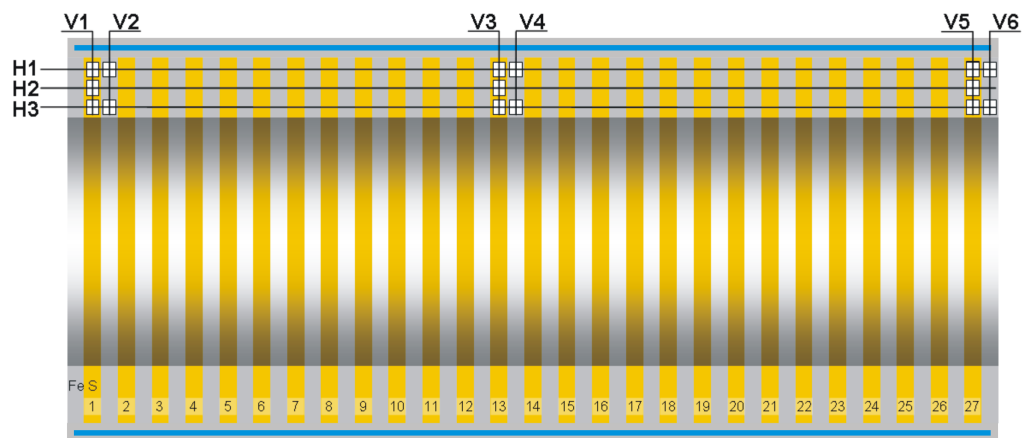


Abbildung 5.3 Schnitt durch den Stator mit Verortung der Temperatursensoren in den Koordinaten H_x / V_x

Zur Ermittlung der für das Modell notwendigen Parameter sind 15 Pt100 Temperatursensoren in den Lineargenerator integriert. Die exakte Anordnung der 15 Temperatursensoren ist Abbildung 5.3 zu entnehmen. Die Lage der Sensoren wird über deren horizontale Lage (H_n) und deren vertikale Lage (V_n) definiert. Die Sensoren sind so angeordnet, dass aus den gemessenen Temperaturen sowohl der Wärmeübergang von den Spulen zum Blechpaket als auch die Wärmeleitung in den Spulen und im Eisen, unter Zuhilfenahme von [36] [37], berechnet werden kann. Der Modellaufbau einer einzelnen Spule ist in Abbildung 5.5 dargestellt. Die Nomenklatur der Wärmeübergänge und Wärmeleitfähigkeiten G liegt in der in Abbildung 5.4 dargestellten Diskretisierung des Modells begründet.

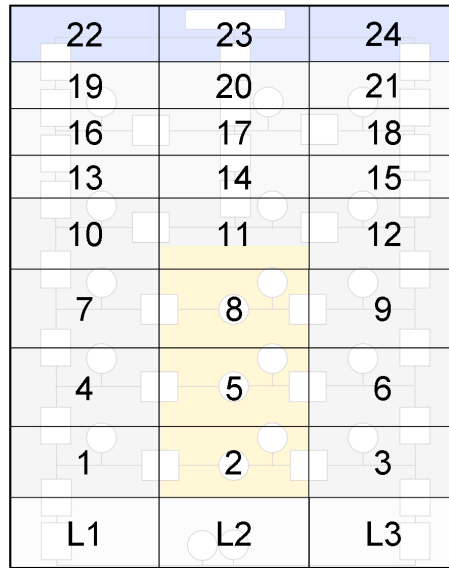


Abbildung 5.4 Diskretisierung einer Spule mit Bezeichnung der Diskretisierungsbe-
reiche

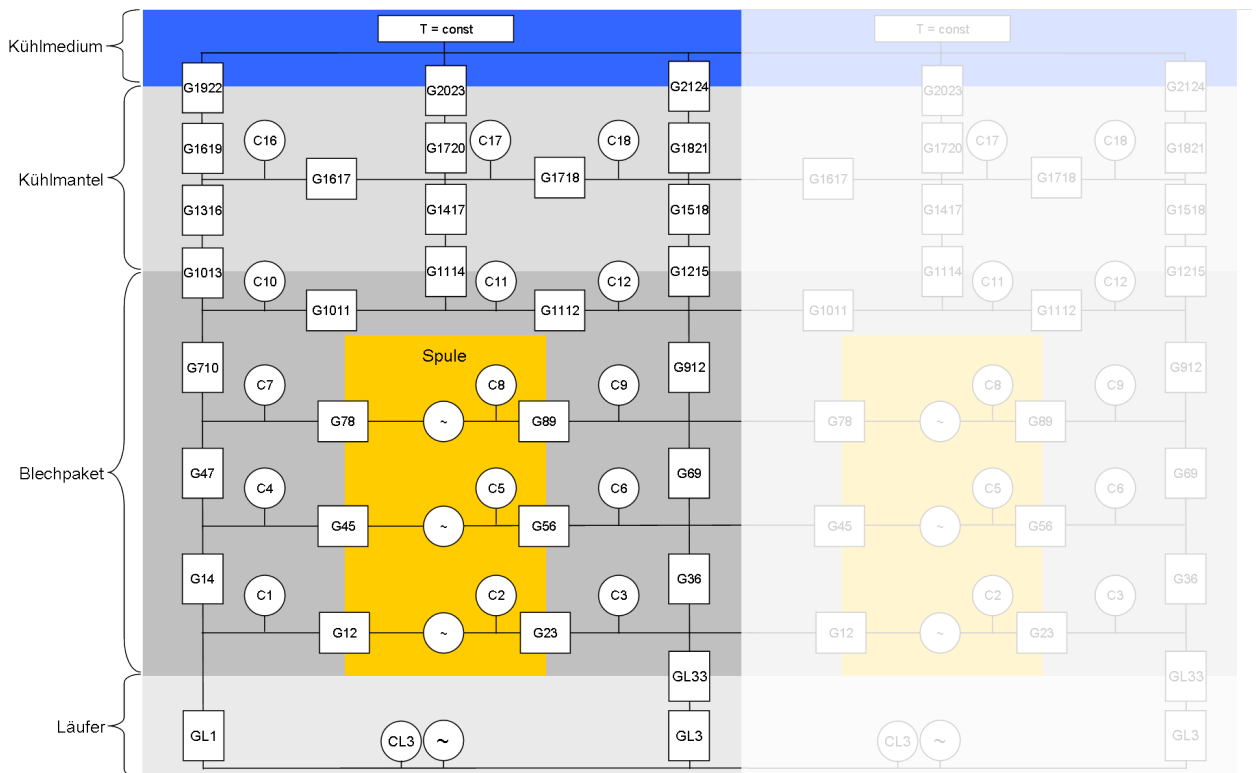


Abbildung 5.5 Darstellung des Spulenmodells mit Bezeichnung der Elemente und
angedeuteter Anschlusspole

5.2.1

Berechnung Parameter

Im Folgenden ist die Berechnung der im Modell verwendeten Wärmeübergänge und Wärmeleitwerte dargestellt. Die zu Berechnungen verwendeten Geometrie- und Stoffdaten sind im Anhang aufgeführt.

Wärmeübergang zwischen Statorblechpaket und Spule:

Der [36] entnommene Ansatz lautet:

$$\Delta\vartheta = \dot{Q} \cdot R_{th} \quad (5.1)$$

Die gesamte elektrische Verlustleistung wird in Wärme umgesetzt, daraus folgt

$$\dot{Q} = P_{vel} \quad (5.2)$$

Der Zusammenhang zwischen dem Wärmeübergangswiderstand R_{th} und dem Wärmeübergangswert G ergibt sich aus folgender Gleichung:

$$G = \frac{1}{R_{th}} \quad (5.3)$$

Durch Einsetzen von (5.1) und (5.2) in (5.3) ergibt sich (5.4).

$$G = \frac{P_{vel}}{\Delta\vartheta} = \frac{P_{vel}}{T_2 - T_1} \quad (5.4)$$

Der Bereich der Spule wird, wie in Abbildung 5.5 zu sehen ist, in drei Teilbereiche (i) diskretisiert. Die in den Teilbereichen umgesetzte und zur Bestimmung des Wärmeübergangswertes notwendige Verlustleistung P_{vi} lässt sich wie folgt berechnen.

$$P_{vi} = P_{vges} \cdot x_i \quad \text{mit } (i = 2, 5, 8) \quad (5.5)$$

Die gesamte Verlustleistung lässt sich mit (5.6) berechnen.

$$P_{vges} = R_w(T) \cdot I_{eff}^2 \quad (5.6)$$

Der darin enthaltene Wicklungswiderstand R_w wird von der Temperatur abhängig nach (5.7) angesetzt.

$$R_w(T) = R_0 + R_0 \cdot \alpha \cdot \Delta\vartheta \quad (5.7)$$

Aus jedem diskretisierten Spulenelement soll die gleiche Verlustleistung austreten. Um dies zu erreichen, wird die Spule in drei massengleiche Spulenelemente unterteilt, wobei sich die Masse des Diskretisierungselements nach (5.8) berechnet.

$$m = \rho \cdot V = \rho \cdot A \cdot s \quad (5.8)$$

Da die Dichte der Spulen $\rho = \text{const}$ und die Breite der Spulen $b_s = s = \text{const}$ ist, ergibt sich aus dem angesetzten Verhältnis der Masse des Diskretisierungselements zur Gesamtmasse der Spule der Faktor x_i zu

$$x_i = \frac{A_i}{A_{ges}} \quad (5.9)$$

Unter der Annahme, dass der von den Kupferverlusten P_{vi} in diesem Diskretisierungselement erzeugte Wärmestrom zu gleichen Teilen auf beiden Seiten der Spulen abgeführt wird, gilt für den an diesem Diskretisierungspunkt i aus den erfolgten Messungen berechneten Wärmeübergangskoeffizienten:

$$G_{xy} = \frac{\frac{P_{vi}}{2}}{T_y - T_x} \quad (5.10)$$

Beispiel: Der Wärmeübergangskoeffizient G_{12} in Abbildung 5.5, ergibt sich unter Berücksichtigung der anteiligen Leistung des diskretisierten Spulenbereichs P_{v1} zu

$$G_{12} = \frac{\frac{P_{v1}}{2}}{T_2 - T_1} \quad (5.11)$$

Die Temperaturen T_2 und T_1 werden aus den Messungen in den Ebenen H1 und H2 (s. Abbildung 5.3) aus den jeweils gegenüberliegenden Sensorpaaren, zum Beispiel H1V1/H1V2, entnommen. Die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten zwischen einer Spule und dem Statorblechpaket nach (5.10) ergibt:

Leitwert	Wert	Einheit
$G_{12} = G_{23}$	15,99	$\frac{W}{K}$
$G_{45} = G_{56}$	17,52	$\frac{W}{K}$
$G_{78} = G_{89}$	19,04	$\frac{W}{K}$

Tabelle 5.2 Aus der Messung berechnete Wärmeübergangskoeffizienten Kupfer-Eisen

Über den Zusammenhang

$$\alpha = \frac{G}{A} \quad (5.12)$$

lässt sich die Wärmeübergangszahl α zu 2424 W/Km^2 berechnen.

Wärmeleitung im Statorblechpaket in radialer Richtung:

In radialer Richtung wird das Modell des Lineargenerators in mehrere Elemente

diskretisiert. Es handelt sich um Wärmeleitung in radialer Richtung eines Zylinders, der über seinen Außenradius r_a und Innenradius r_i beschrieben wird. Für den Wärmestrom \dot{Q} durch eine Schicht ($n = 1$) der Dicke s gilt nach [37]:

$$\dot{Q} = \frac{2 \cdot \pi \cdot s \cdot (T_1 - T_2)}{\frac{1}{\lambda} \ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)} \quad (5.13)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen (5.2) und (5.4) ergibt sich:

$$G_r = \frac{2 \cdot \pi \cdot s \cdot \lambda}{\ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)} \quad (5.14)$$

Unter Verwendung des vom Blechpakethersteller angegebenen λ_{fe} von 17,298 W/mK lassen sich die Wärmeleitwerte im Blechpaket berechnen zu:

Leitwert	Wert	Einheit
$G_{14} = G_{36}$	5,97	$\frac{W}{K}$
$G_{47} = G_{69}$	6,52	$\frac{W}{K}$
$G_{710} = G_{912}$	5,70	$\frac{W}{K}$

Tabelle 5.3 Berechnete Wärmeleitwerte in radialer Richtung

Aus dem Zusammenhang (5.12) ergibt sich der Wärmedurchgangskoeffizient α_{bp} zu 1728 W/Km².

Wärmeleitung im Blechpaket und im Kühlmantel in axialer Richtung:

In axialer Richtung wird das Modell des Lineargenerators in mehrere Elemente diskretisiert. Die Bestimmung der Wärmeleitung zwischen den Diskretisierungselementen in axialer Richtung erfolgt rein rechnerisch. Es handelt sich um Wärmeleitung in axialer Richtung eines Zylinders. Für den Wärmeleitwert in axialer Richtung G_a durch eine Schicht ($n = 1$) gilt nach [37]:

$$\dot{Q} = \frac{A \cdot (T_1 - T_2)}{\frac{s}{\lambda}} \quad (5.15)$$

Durch Einsetzen in Gleichungen (5.2) und (5.4) ergibt sich:

$$G_a = \frac{\lambda \cdot A}{s} \quad (5.16)$$

Damit lassen sich unter Verwendung der Geometrie und der zugehörigen Werkstoffdaten für das Statorblechpaket λ_{bp} und den Kühlmantel λ_{km} die Wärmeleitwerte im Blechpaket und im Kühlmantel in axialer Richtung berechnen zu:

Leitwert	Ort	Wert	Einheit
$G_{1011} = G_{1112}$	Blechpaket	43	$\frac{W}{K}$
$G_{1617} = G_{1718}$	Kühlmantel	308	$\frac{W}{K}$

Tabelle 5.4 Berechnete Wärmeleitwerte in axialer Richtung

Aus dem Zusammenhang 5.12 ergibt sich:

α	Ort	Wert	Einheit
α_{bpa}	Blechpaket	3286	$\frac{W}{Km^2}$
α_{kma}	Kühlmantel	26000	$\frac{W}{Km^2}$

Tabelle 5.5 Wärmedurchgangskoeffizient α in axialer Richtung im Blechpaket und im Kühlkanal

Wärmeübergang in radialer Richtung vom Kühlmantel zum Kühlkanal:

Bei dem zu berechnenden Leitwert handelt es sich um eine Serienschaltung aus Wärmeleitung in radialer Richtung eines Zylinders G_{al} , zum Beispiel G_{G1619} (s. (5.14)) und dem Wärmeübergang hin zum Kühlmedium G_{H_2O} , zum Beispiel G_{1922} . Der Wärmeübergang vom Kühlmantel zum Kühlmedium Wasser berechnet sich nach (5.17).

$$G_{H_2O} = \alpha \cdot A \quad (5.17)$$

Die verwendete Fläche ergibt sich folgendermaßen:

$$A = 2 \pi r_i s \quad (5.18)$$

Der Wert α kann unter Berücksichtigung der vorliegenden laminaren Strömung und unter Zuhilfenahme von (5.22) nach [37] für den Kühlkanal (s. Abbildung 5.6) berechnet werden.

$$\text{Nu} = \alpha_{kk} \frac{d_i}{\lambda_w} \quad (5.19)$$

Die geometrischen Eigenschaften des Kühlkanals finden über die charakteristische Länge d_i Eingang in die Berechnung des Wärmeübergangs. Es gilt für die zu berechnende charakteristische Länge d_i des rechteckigen Kühlkanals nach [37]:

$$d_i = \frac{b_{kk} \cdot h_{kk}}{b_{kk} + h_{kk}} \quad (5.20)$$

$$(5.21)$$

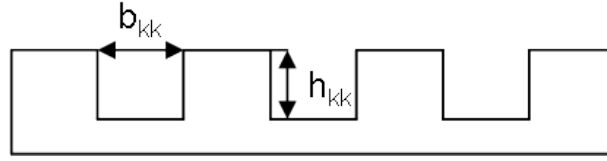


Abbildung 5.6 Berechnete Wärmeleitwerte in radialer Richtung

Die Nusselt-Zahl wird nach [37] wie folgt berechnet:

$$\text{Nu} = \left(\text{Nu}_1^3 + 0,7^3 + (\text{Nu}_2 - 0,7^3) \right)^{\frac{1}{3}} \quad (5.22)$$

wobei

$$\text{Nu}_1 = 3,66 \quad (5.23)$$

$$\text{Nu}_2 = 1,615 \cdot \left(\text{Re} \cdot \text{Pr} \frac{d_i}{l_k} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (5.24)$$

Im vorliegenden Fall ist die Kühlkanallänge l_k abhängig vom Innendurchmesser r_i und der Kanalwindungszahl n_k .

$$l_k = 2 \pi r_i n_k \quad (5.25)$$

Zur Berechnung des Wärmeübergangs hin zum Kühlwasser ergibt sich durch Einsetzen von (5.22) und (5.17) folgende Gleichung:

$$G_{H_2O} = \lambda_w A \left(\text{Nu}_1^3 + 0,7^3 + \left(1,615 \cdot \left(\text{Re} \cdot \text{Pr} \frac{b_{kk} h_{kk}}{(b_{kk} + h_{kk}) l_k} \right)^{\frac{1}{3}} - 0,7^3 \right) \right)^{\frac{1}{3}} \frac{1}{d_i}$$

Daraus resultiert unter der Annahme konstanter Kühlmitteltemperatur der Wärmeübergangskoeffizient in das Kühlmedium zu:

Leitwert	Wert	Einheit
$G_{1922} = G_{2023} = G_{2124}$	27,88	$\frac{W}{K}$

Tabelle 5.6 Wärmeübergangskoeffizienten vom Kühlkanal zum Kühlmedium

Der Wärmeleitwert im Aluminiumkühlmantel in radialer Richtung ergibt sich mit (5.14) zu

Leitwert	Wert	Einheit
$G_{1316} = G_{1417} = G_{1518}$	92,6	$\frac{W}{K}$
$G_{1619} = G_{1720} = G_{1821}$	88,6	$\frac{W}{K}$

Tabelle 5.7 Wärmeleitwerte im Kühlmantel

Aus dem Zusammenhang 5.12 ergibt sich für den Aluminiumkühlmantel in radialer Richtung:

α	Ort	Wert	Einheit
α_{kmr}	Kühlmantel	20796	$\frac{W}{Km^2}$

Tabelle 5.8 Wärmedurchgangskoeffizient α im Kühlmantel in radialer Richtung

Wärmeübergang vom Statorblechpaket zum Kühlmantel:

Aufgrund der nur ungenau zu bestimmenden Geometrien und Materialdicken am Wärmeübergang vom Statorblechpaket zum Kühlmantel wird ein Netzwerk angesetzt, in dem der gesuchte Wärmeübergang als einzige Unbekannte auftritt. Die Berechnung erfolgt über die Analogie des Wärmestroms zum elektrischen Strom bzw. der Temperaturdifferenz zur Spannung nach [38]. In Abbildung 5.7 ist der gesamte Netzwerkansatz dargestellt. Zur Vereinfachung des Modells wird zuvor die Reihenschaltung (r), bestehend aus Wärmeleitung im Aluminium hin zum Kühlkanal (G_{1619} , G_{1720} , G_{1821}) und Wärmeübergang in das Kühlmedium (G_{1922} , G_{2023} , G_{2124}), zu einem Wärmeleitwert G_r zusammengefasst (s. (5.26)).

$$G_r = \frac{1}{\frac{1}{G_{al}} + \frac{1}{G_{H20}}} \quad (5.26)$$

Des Weiteren wird zur Vereinfachung die Reihenschaltung aus dem Wärmeleitwert im Aluminium und dem Wärmeübergang vom Statorblechpaket zum Kühlmantel (G_{1013} mit G_{1316} und G_{1215} mit G_{1821}) jeweils zum Wärmeleitwert G_{r2} zusammengefasst (s. Abbildung 5.8). Diese Zusammenfassung beinhaltet den gesuchten Wärmeübergangswert G_x .

$$G_{r2} = \frac{1}{\frac{1}{G_{al}} + \frac{1}{G_x}} \quad (5.27)$$

Unter der Annahme, dass in den Punkten $P10$ und $P12$ jeweils die Hälfte

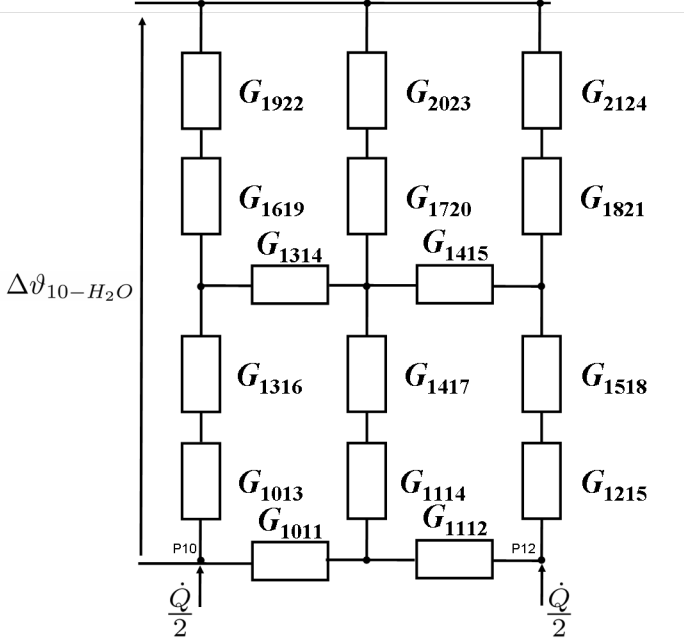


Abbildung 5.7 Netzwerkansatz 1

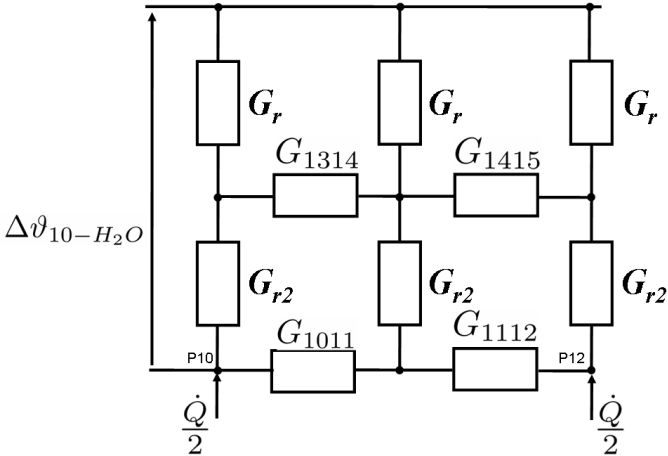


Abbildung 5.8 Netzwerkansatz 2

der Wärmemenge eingebracht wird, kann mit Hilfe der Symmetrien $G_{1011} = G_{1112} = G_1$ und $G_{1314} = G_{1415} = G_2$ das Netzwerk durch Zusammenfassen der Knoten gleichen Potentials nach Abbildung 5.9 vereinfacht werden. Durch Bildung von Ersatz-

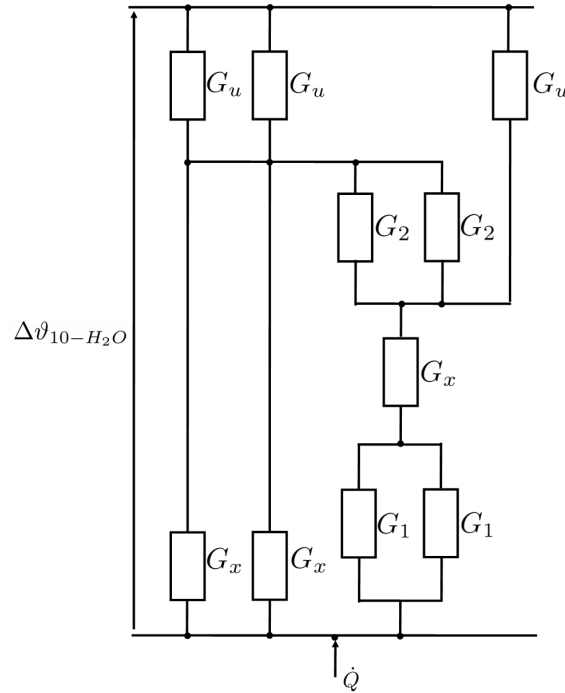


Abbildung 5.9 Erste Vereinfachung

leitwerten für die parallel verlaufenden Leitwerte ergibt sich das Ersatzschaltbild in Abbildung 5.10. Durch Anwendung der Knoten- und Maschenregel ergeben sich folgende Gleichungen:

$$\begin{aligned}
 \dot{Q} &= \dot{Q}_1 + \dot{Q}_2 \\
 \dot{Q}_1 &= \dot{Q}_3 + \dot{Q}_4 \\
 \dot{Q}_5 &= \dot{Q}_2 + \dot{Q}_3 \\
 0 &= \frac{\dot{Q}_2}{2G_{r2}} - \frac{\dot{Q}_3}{2G_2} - \frac{\dot{Q}_1}{G_{r2}} - \frac{\dot{Q}_1}{2G_1} \\
 0 &= \frac{\dot{Q}_3}{2G_2} - \frac{\dot{Q}_5}{2G_r} - \frac{\dot{Q}_4}{G_r} \\
 \Delta\vartheta_{10-H_2O} &= \frac{\dot{Q}_1}{2G_1} + \frac{\dot{Q}_1}{G_{r2}} + \frac{\dot{Q}_4}{G_r}
 \end{aligned} \tag{5.28}$$

Aus dem Gleichungssystem (5.28) kann der unbekannte Wärmeleitwert G_{r2} berechnet werden. Durch Auflösen von (5.27) nach G_x ergibt sich (5.29). Durch Einsetzen

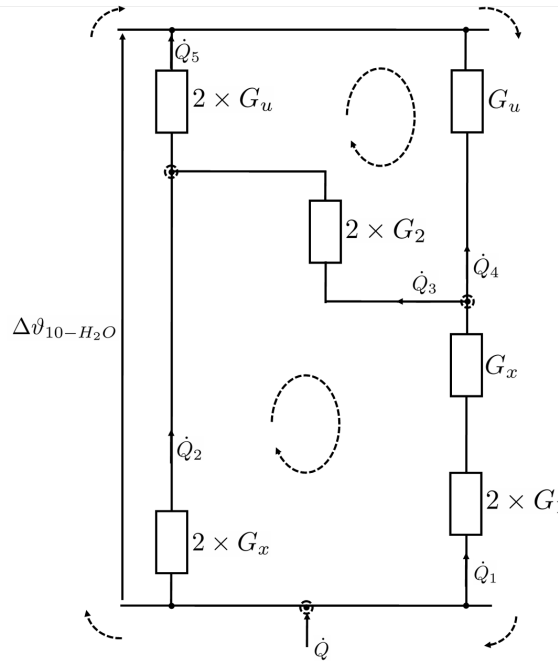


Abbildung 5.10 Zweite Vereinfachung

der Werte für G_{al} aus Tabelle 5.7 lässt sich dann der gesuchte Wärmeübergangskoeffizient berechnen.

$$G_x = \frac{1}{\frac{1}{G_{r2}} - \frac{1}{G_{al}}} \tag{5.29}$$

Aus dem Zusammenhang (5.12) ergibt sich α_x zu 1610 W/Km^2 .

Leitwert	Wert	Einheit
$G_x = G_{1013} = G_{1114} = G_{1215}$	7,9	$\frac{W}{K}$

Tabelle 5.9 Wärmeleitwerte vom Statorblechpaket zum Kühlmantel

Wärmeübergang vom Läufer zum Stator:

Aufgrund des ungeblechten Läufers werden ein Teil der in 8.2 gemessenen Eisenverluste dem Läufer als Energiequelle zugeschlagen. Die radiale Wärmeleitung des Läufers G_{Lr} sowie die radiale Wärmeleitung der Luft bei stillstehendem Läufer G_{L0} wird analog zu (5.14) berechnet. Die radiale Wärmeleitung der Luft bei bewegtem Läufer G_{LI} wird nach [37] über die Wärmeleitung im konzentrischen Ringspalt für Gase ermittelt:

$$\text{Nu} = \text{Nu}_m \left(\frac{T_{lu}}{T_{wa}} \right)^n \tag{5.30}$$

mit

$$n = 0,45 \quad \text{da } 1 > \frac{T_{lu}}{T_{wa}} > 0,5 \quad (5.31)$$

$$\text{Nu}_m = \left(\text{Nu}_1^3 + \text{Nu}_2^3 \right)^{\frac{1}{3}} \quad (5.32)$$

$$\text{Nu}_1 = 3,66 + \left[4 - \frac{0,102}{\frac{d_i}{d_a} + 0,02} \right] \left(\frac{d_i}{d_a} \right)^{0,04} \quad (5.33)$$

$$\text{Nu}_2 = f_g \left(\text{Re } T \frac{d_h}{l} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (5.34)$$

$$f_g = 1,615 \left\{ 1 + 0,14 \left(\frac{d_i}{d_a} \right)^{0,1} \right\} \quad (5.35)$$

$$d_h = d_a - d_i \quad (5.36)$$

$$\text{Re} = \frac{w d_h}{\nu_{lu}} \quad (5.37)$$

$$w = \max(2\pi f h \cos(2\pi f t)) \quad (5.38)$$

Für die Wärmeübergangszahl α ergibt sich durch Einsetzen der maximalen Strömungsgeschwindigkeit w nach [39]

$$\alpha = 7,8 \left(\frac{\nu_{lu}}{m/s} \right)^{0,78} \frac{W}{m^2 \cdot K} = 47 \frac{W}{m^2 \cdot K} \quad (5.39)$$

Mit (5.19) und $d_h = d_i$ nach [37] ergibt sich:

$$\lambda = \frac{\alpha d_h}{\text{Nu}} \quad (5.40)$$

Der Wärmeleitwert G_{LI} wird unter Zuhilfenahme von (5.14) berechnet.

$$G_{LI} = \frac{2 \cdot \pi \cdot s \cdot \lambda}{\ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)} \quad (5.41)$$

Leitwert	Wert	Einheit
$G_{L1} = G_{L3}$	39,032	$\frac{W}{K}$
$G_{L110} = G_{L330}$	0,334	$\frac{W}{K}$
$G_{L11I} = G_{L33I}$	37,089	$\frac{W}{K}$

Tabelle 5.10 Wärmeleitwerte des Läufers in axialer Richtung

Wärmekapazitäten:

Die Berechnung der Wärmekapazitäten ergibt:

Leitwert	Wert	Einheit
$C_1 = C_3$	122,01	$\frac{J}{K}$
C_2	115,27	$\frac{J}{K}$
$C_4 = C_6$	133,64	$\frac{J}{K}$
C_5	126,25	$\frac{J}{K}$
$C_7 = C_9$	145,26	$\frac{J}{K}$
C_8	137,22	$\frac{J}{K}$
$C_{10} = C_{11} = C_{12}$	239,67	$\frac{J}{K}$
$C_{13} = C_{14} = C_{15}$	219,09	$\frac{J}{K}$
C_{L2}	602,00	$\frac{J}{K}$

Tabelle 5.11 Berechnete Wärmekapazitäten

Die Berechnung der Wärmekapazitäten der zylinderförmigen Volumina erfolgt aus Werkstoffwerten und geometrischen Maßen:

$$C = c m \quad (5.42)$$

mit:

$$m = V \rho = s \pi (r_a^2 - r_i^2) \rho \quad (5.43)$$

Die in den Berechnungen verwendeten geometrischen, material- und stoffabhängigen Daten sind im Anhang 10.2 abgelegt.

5.2.2

Ergebnisse

1. Die Genauigkeit der modellierten Abbildung vom thermischen Verhalten der Maschine wird hier über die mittlere Abweichung der Simulationswerte von den Messwerten ermittelt. In Abbildung 5.11 ist beispielhaft der Verlauf der

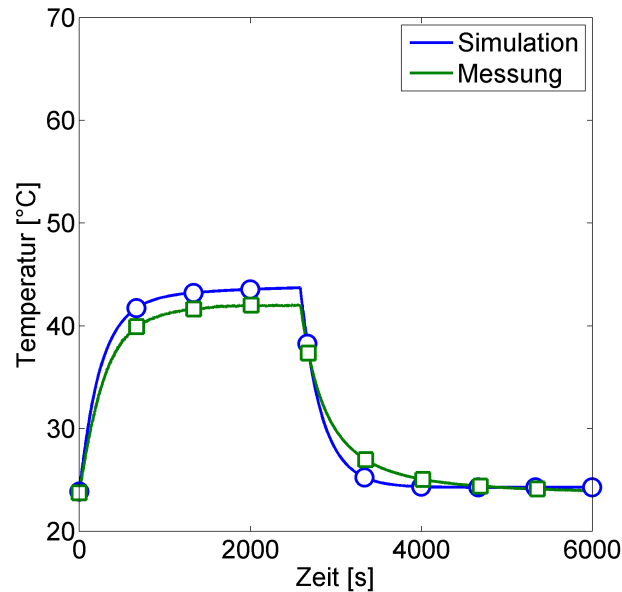


Abbildung 5.11 Simulierte und gemessener Sensortemperatur

simulierten und der gemessenen Temperatur an der Messtelle V3H1 bei einer Leistungsabgabe von 7133 W und einer abzuführenden Verlustleistung von 1990 W aufgetragen. Die mittlere prozentuale Abweichung der Simulationswerte von den Messwerten beträgt 9 Prozent. Dies entspricht $3,9\text{ }^{\circ}\text{C}$. In Abbildung 5.12 sind die Mess- und Simulationsergebnisse im mittleren Bereich des Lineargenerators dargestellt. Die Detailabbildungen sind geometrisch so angeordnet wie die reale Anordnung der Sensoren nach Abbildung 5.3. Die Ebene $H1$ ist die horizontale, dem Kühlkanal zugewandte Ebene. Die Ebene $H3$ ist die horizontale, dem Luftspalt zugewandte Ebene. Es ist zu erkennen, dass die Berechnung der Temperatur an den Messtellen in Richtung Läufer exakter wird (H1 Richtung H3).

2. Bei einer Kühlmitteltemperatur von $25\text{ }^{\circ}\text{C}$, einer abgegebenen Leistung von 7133 W ($P_v = 1990\text{ W}$), einer Frequenz von 20 Hz und einem Hub von 70 mm ergibt sich im Stator eine Temperaturverteilung nach Abbildung 5.13. Dabei tritt der heißeste Punkt in der Maschine in radialer Richtung im Bereich des Luftspalts und in axialer Richtung in der Mitte der Maschine auf.

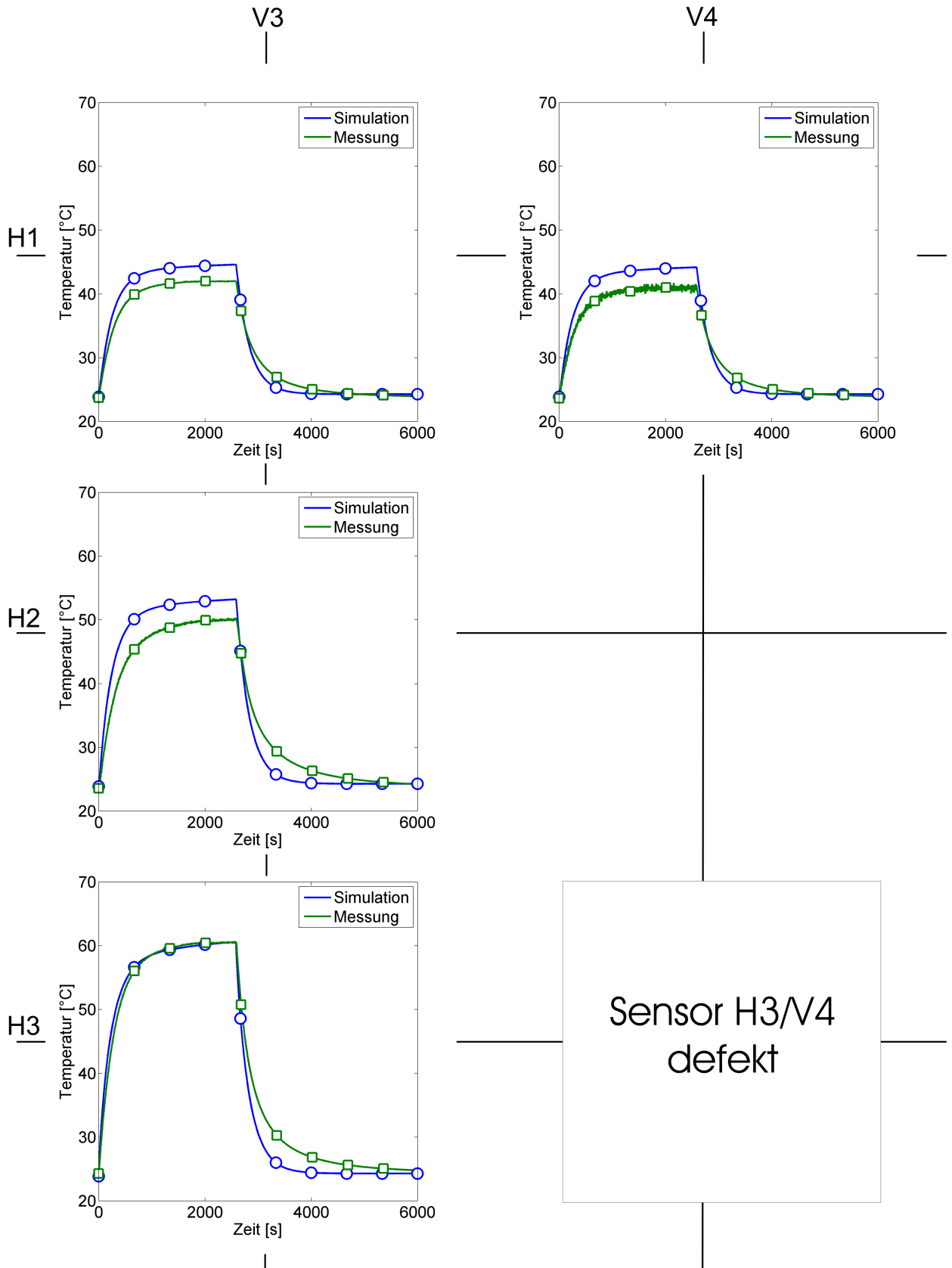


Abbildung 5.12 Mess- und Simulationsergebnisse im Zentrum des Lineargenerators, Koordinaten siehe Abbildung 5.3

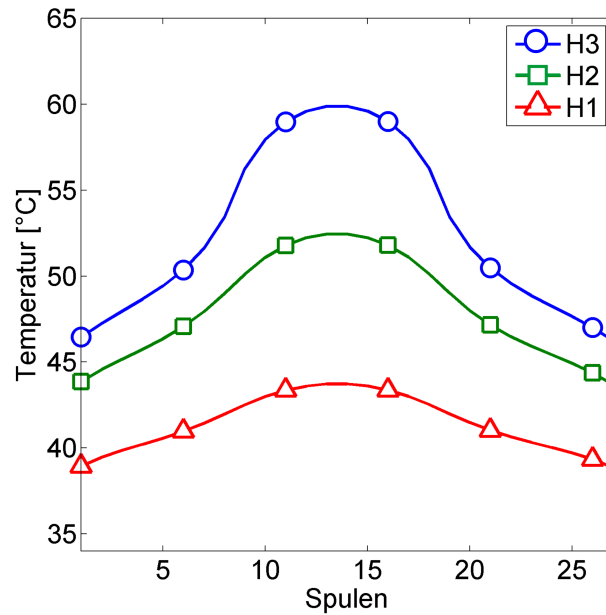


Abbildung 5.13 Temperaturverteilung über axialer Länge (simuliert)

3. Der thermische Grenzbereich ist durch die kleinste maximale Temperaturbeständigkeit eines der verwendeten Materialien gegeben. Als Grenztemperatur wird die maximal zulässige Temperatur der Permanentmagnete mit $120\text{ }^{\circ}\text{C}$ festgelegt. Bei einer konstanten Kühlmitteltemperatur von $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ ergibt sich ein Temperaturverlauf nach Abbildung 5.14. Diesem Verlauf liegt eine Dauerleistungsabgabe des Lineargenerators von 12470 W zugrunde. Wird die Kühlmitteltemperatur mit $80\text{ }^{\circ}\text{C}$ angenommen, ergibt sich eine maximal auszukopplende Leistung von 7100 W ($P_v = 1950\text{ W}$).
4. Die Erfüllbarkeit einer Lastanforderung aus dem System ist vorhersagbar, da das thermische Modell sehr genau die realen Verhältnisse im Lineargenerator abbildet. Des Weiteren kann das echtzeitfähige Simulationsmodell des Lineargenerators auf ein Hardwaretarget geladen werden und ermöglicht dadurch eine Vorhersage im realen Betrieb.
5. Analysiert und bewertet man die entwärmungssensiblen Parameter, so lassen sich die Parameter ermitteln, bei denen durch eine kleine Veränderung eine große Wirkung hinsichtlich eines besseren thermischen Verhaltens erzielt werden kann. Die Bewertung der einzelnen Parameter wird vorgenommen, indem ihr Wert in mehreren prozentualen Schritten variiert wird. Die sich aus der Simulation ergebende Temperaturdifferenz wird zur Differenz der Parametervariation ins Verhältnis gesetzt. Die sich ergebende Reihenfolge der

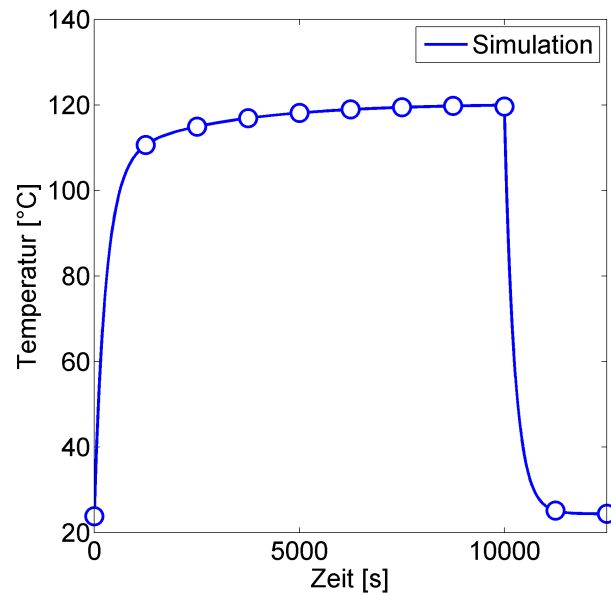


Abbildung 5.14 Erreichte Maximaltemperatur

sensibelsten Parameter ist Tabelle 5.12 zu entnehmen.

Parameter-Art	Ort	Parametervariation [%]	ΔT [%]
Wärmeübergang	Spule-Blechpaket	10	0,145
Wärmeübergang	Blechpaket-Kühlkörper	10	1,1
Wassertemperatur	Kühlkörper	10	4,7
Wärmeleitfähigkeit	Blechpaket	10	5
Wärmeübergang	Kühlkörper-Wasser	10	6,8

Tabelle 5.12 Einflussparameter auf die Temperatur in der Maschine

Aus den Ergebnissen in Tabelle 5.12 lassen sich folgende Schlüsse ziehen:

- ▷ Der Wärmeübergang zwischen der Spule und dem Blechpaket ist so gut, dass eine Veränderung nur eine geringe Verbesserung der Entwärmbarkeit zur Folge hätte.
- ▷ Der Wärmeübergang zwischen dem Blechpaket und dem Kühlkörper ist so gut, dass eine Veränderung nur eine geringe Verbesserung der Entwärmbarkeit zur Folge hätte.

- ▷ Der Wärmeübergang vom Kühlkörper zum Wasser ist der Parameter mit dem größten Einfluss im Modell. Daraus lässt sich ableiten, dass durch eine Optimierung des Kühlkörpers eine Verbesserung der Entwärmbarkeit der Maschine erreicht werden kann.

6

Realisierter Maschinenaufbau

Der Aufbau des in Kapitel 4 berechneten und in Kapitel 5 im Systemumfeld simulierten Lineargenerators erfolgte in Eigenregie im DLR. Zu diesem Zweck wurden neue Fertigungstechnologien entwickelt. Zu diesen gehören unter anderem die Spulenherstellungstechnologie und die Verbindungstechnologie der Spulen untereinander. Bei der Entwicklung der Fertigungstechnologien wird, ausgehend von den Forderungen in Kapitel 2.4, auf die Automatisierbarkeit der einzelnen Fertigungsverfahren, zum Beispiel der Spulenherstellung (s. Kapitel 6.1.1), Wert gelegt. Da es sich bei der Verschaltungsart der Spulen in einem Strang um eine Reihenschaltung handelt, was im Versagensfall einer Spule oder einer Kontaktstelle zu einem Ausfall des Lineargenerators führen würde, wird ein Null-Fehlerkonzept mit entsprechender Prüfstrategie während und nach den einzelnen Fertigungsschritten eingeführt.

6.1

Stator

6.1.1

Spulentechnologie

Die 27 Spulen des Lineargenerators bestehen aus isoliertem Flachbandkupfer in Parallelleiter-Anordnung mit einer Windungszahl von 5,75 Windungen. Alle Spulen werden mit Hilfe einer speziell entwickelten Wickelvorrichtung manuell gewickelt. Die Anschlüsse zur Verbindung der einzelnen Spulen zu einem Strang und zu einem in Sternpunktanordnung verschalteten dreiphasigen System werden mit der Biegevorrichtung geformt, die in Abbildung 6.1a dargestellt ist. Anschließend werden die Spulen in eine Vergussform eingebracht und mit Vergussmasse (s. Abbildung 6.1b) getränkt. Danach härten die Spulen in einem Ofen mit programmierbarem Temperaturverlauf nach einem experimentell ermittelten Temperaturprofil aus.

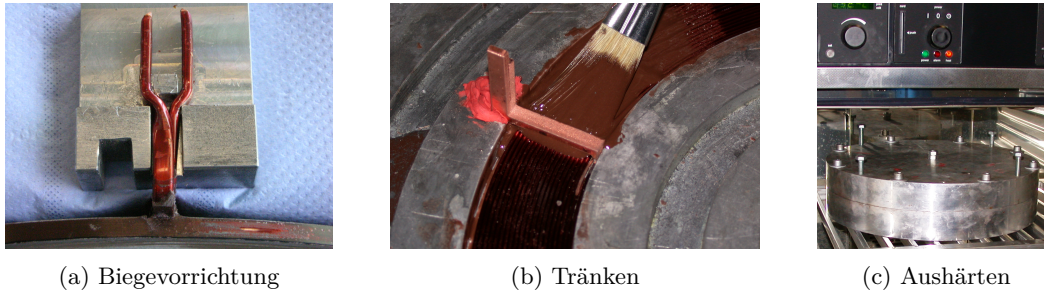


Abbildung 6.1 Herstellungsprozess der Spulen

Als Teil des Null-Fehlerkonzepts wird jede Spule drei Tests unterzogen:

1. Im Geometrietest wird jede Spule auf Planheit und Einhaltung aller Außenmaße überprüft.
2. Im Isolationstest wird jede Spule in eine elektrisch sehr gut leitende Flüssigkeit eingebracht. Der Widerstand zwischen Spulenleiter und Flüssigkeit lässt eine Aussage über die Güte der Isolation zu.
3. Im Thermaltest wird jede Spule mit hohem Strom durchflossen und erwärmt. Während und nach dem Thermaltest wird der Spulenwiderstand kontrolliert. Anschließend werden nochmals Test 1 und 2 durchgeführt.

Nur die Spulen, die alle drei Tests ohne Beanstandung durchlaufen haben, werden zur weiteren Verwendung freigegeben.

6.1.2

Verbindungstechnologie

Zur Verbindung der Spulen einer Phase untereinander und der Phasen zum Umrichter hin stehen verschiedene Technologien zur Verfügung (s. Tabelle 6.1).

Beim Aufbau des Lineargenerators wurde das Hochtemperatur-Weichlöten (HT-Weichlöten) als Verfahren eingesetzt. Es ermöglicht eine stabile Verbindung und eine Temperaturbeständigkeit bis $300\text{ }^{\circ}\text{C}$. Das Lötverfahren basiert auf der Eigenschaft, dass sich ein elektrischer Leiter in dem Bereich am stärksten erwärmt, in dem sich der höchste System-Widerstand befindet. Strom, der durch die zu verbindenden Leiter und das Lötmedium fließt, erwärmt das Lötmedium und die anliegenden Leiter so lange, bis das Lötmedium schmilzt und die Leiter miteinander verbindet. In Abbildung 6.2 lässt sich erkennen, dass dieser Bereich bei entsprechender Wahl der Komponentenanzahl genau auf die zu löten Stelle konzentriert wird. Der

Verfahren	Stabilität thermisch	Stabilität mechanisch	R	Auswirkung auf Isolation
Laserschweißen	++	+	0	0
Ultraschallschweißen	++	++	++	+
Schweißen (Flamme)	++	++	++	--
Hartlöten	++	++	+	--
Weichlöten	--	--	+	--
HT-Weichlöten (Kolben)	+	0	+	--
HT-Weichlöten (Strom)	+	0	+	++

Tabelle 6.1 Übersicht Verbindungstechnik

entscheidende Parameter bei diesem Lötverfahren ist der Verlauf des eingepprägten Stroms. Seine Verlaufsform hängt von den zu verbindenden Materialien, deren Oberflächenbeschaffenheit, dem Lötmittel und den verwendeten Elektroden ab.

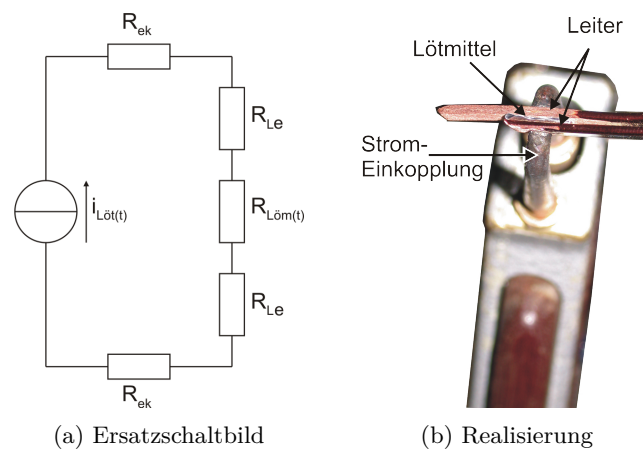


Abbildung 6.2 Darstellung HT-Weichlöten

6.1.3

Vergusstechnologie

Das Vergießen des Stators ist notwendig, da es im Betrieb des Lineargenerators zum Schwingen der Zähne des Blechpakets kommt. Dieser Effekt würde zum einen zu Geräuschentwicklung und zum anderen zur Zerstörung der am Blechpaket an-

liegenden Spulenisolation führen. Die verlöteten Spulen werden, wie in Abbildung 6.3a zu sehen ist, mit Blechkämmen (Eisenrückschluss) bestückt und mehrfachen Tests auf Isolationsschäden unterzogen. Vor dem Vergießen des gesamten Stators werden die Temperatursensoren und Messstellen zur Messung der induzierten Spannung integriert und die Anordnung in das Gehäuse eingebaut (s. Abbildung 6.3b). Das Vergießen des Stators im Gehäuse wird bei der Firma Huntsman mittels eines Vakuumverfahrens (s. Abbildung 6.3c) durchgeführt.

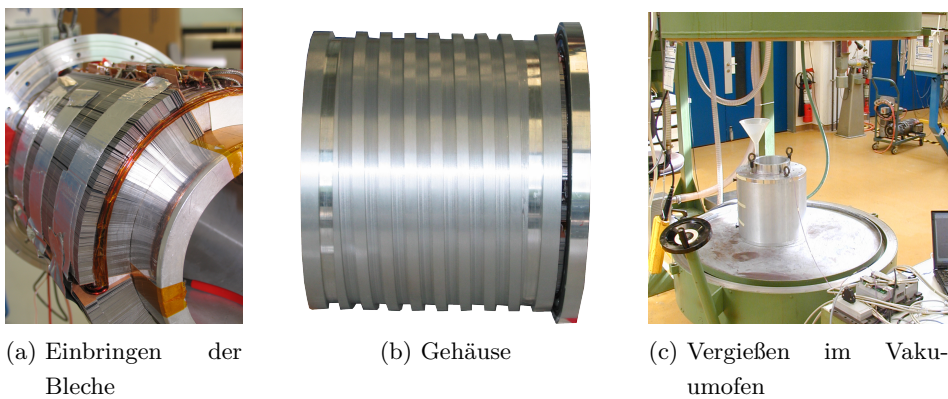


Abbildung 6.3 Herstellungsprozess des Stators

6.1.4

Statordaten

Der Stator wird nach den in Kapitel 4.3 berechneten geometrischen Abmaßen aufgebaut.

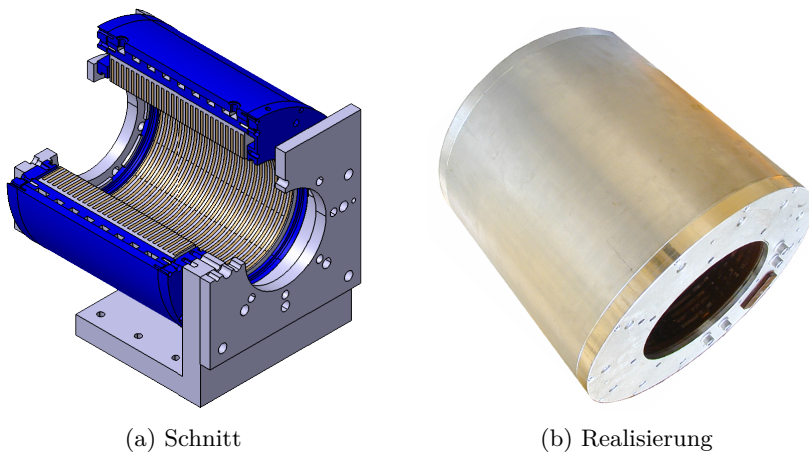


Abbildung 6.4 Stator

Dabei werden die in Kapitel 6.1.2 und 6.1.3 erläuterten Vorgehensweisen und Technologien angewandt. In Abbildung 6.4 ist ein Schnitt durch den Stator und der realisierte Stator dargestellt. Die Daten des realisierten Stators sind:

KenngroÙe	Betrag	Einheit
Länge	320	mm
Durchmesser	360	mm
Gewicht	82	kg
Phasen	3	-
Schaltung	Stern	-
Temperatursensoren	15	Stück
Kühlung	Wasser	-

Tabelle 6.2 Kenndaten des realisierten Stators

6.2

Läufer

Der Läufer wird nach den in Kapitel 4.3 berechneten Ergebnissen gefertigt. Zur Herstellung des Grundkörpers wird Baustahl (ST 37) verwendet. Als Magnete kommen aufgrund ihrer hohen Remanenzinduktion Seltenerdenmagnete zum Einsatz.

6.2.1

Magnetfixierungstechnologie

Die Magnete werden auf einem ersten Läufer mit einem Harz aus der Epoxid-Gruppe aufgeklebt. Aufgrund mangelhafter Verarbeitung des Klebstoffes und ungenauer axialer Lagerung kommt es zur Ablösung eines Magneten. Dies führt im Betrieb zu einer kettenreaktionsartigen Ablösung der Magnete und zu schweren Schäden (s. Abbildung 6.5b). Aus diesem Grund wird auf die Verwendung eines bandagierten Läufers übergegangen, was einen störungsfreien Betrieb ermöglicht. Aus der Verwendung der Bandage resultiert ein vergroÙterter Luftspalt. Dieser wirkt sich in einer reduzierten Kraft aus.

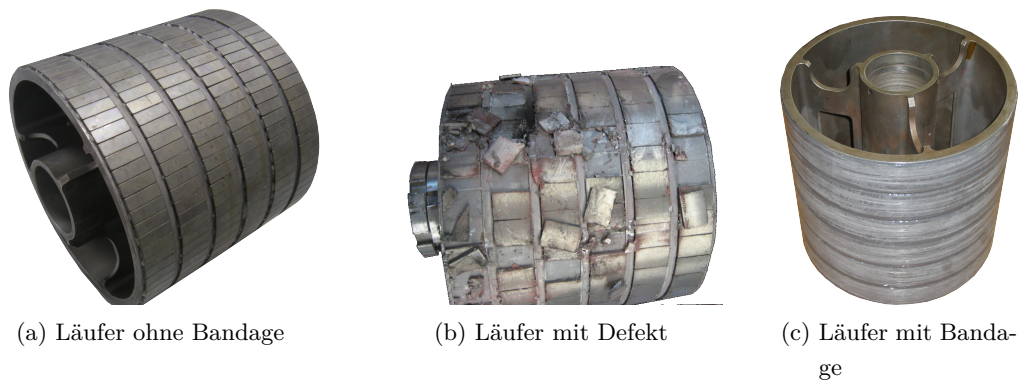


Abbildung 6.5 Läufer

6.2.2

Läuferdaten

Die Daten des realisierten Läufers sind:

Kenngroße	Betrag / Art	Einheit
Länge	195,5	mm
Durchmesser	194,5	mm
Gewicht	10	kg
Optimierungspotenzial Gewicht	40	%
Magnetfixierung	Bandage	-
Material	St 37	-

Tabelle 6.3 Kenndaten des realisierten Läufers

7

Prüfumgebung

Die Leistungsanforderungen (s. Kapitel 7.2) an das Prüfsystem zur Prüfung des Lineargenerators werden von keinem am Markt erhältlichen System erfüllt. Aus diesem Grund musste um den Lineargenerator eine eigene Prüfumgebung konzipiert, entwickelt und aufgebaut werden.

7.1

Prüfumgebungsansatz

Der Prüfumgebungsansatz leitet sich aus den möglichen Energieflüssen und deren Flussrichtungen zwischen dem Lineargenerator und dessen Umgebungskomponenten ab. Wie in Abbildung 7.1 dargestellt, muss jede Komponente so konzipiert sein, dass sie die auftretenden Energien bidirektional weiterleiten und umsetzen kann.

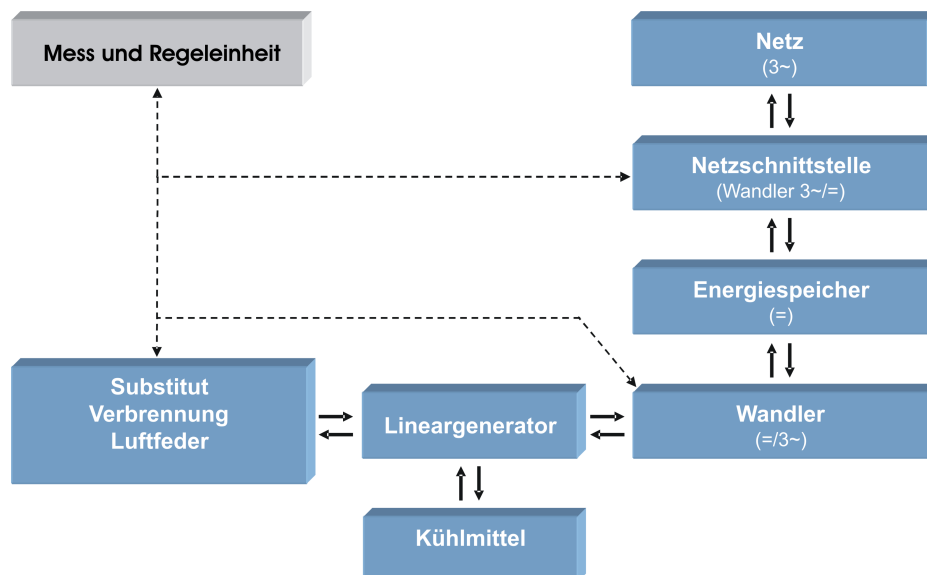


Abbildung 7.1 Prüfumgebungsansatz

Durch die Wahl der Komponenten und deren einstellbarer Arbeitspunkte muss eine Prüfcharakteristik ermöglicht werden, die mit dem Einsatz in einem Fahrzeug vergleichbar ist.

7.2

Leistungsanforderungen

Die Anforderungen an den Prüfstand bezüglich Dynamik, Hub, Flexibilität und Regelbarkeit sind in Tabelle 7.1 dargestellt.

	Funktion	min	max	Einheit
Masse Prüfling		-	15	kg
Prüffrequenz		0	30	Hz
Prüfhub _{min}		0	0	mm
Prüfhub _{max}		80	120	mm
Variabler Hub (im Betrieb)	Ja	-	-	
Positionierbarkeit		0.1	0.3	mm
Rückspeisefähigkeit		0	120	kW
4 Quadrantenbetrieb	Ja	-	-	
Messtechnik Abtastrate		7	10	kHz
Wiederholfrequenz Regelung		7	10	kHz

Tabelle 7.1 Leistungsanforderungen an die Prüfumgebung

7.3

Umsetzung

7.3.1

Substitution von Verbrennung und Luftfeder

Die Teilsysteme Verbrennung, Gasfeder und Lineargenerator des Freikolbenlineargenerators werden einzeln, in Abstimmung mit den anderen Teilsystemen gesamtsystemübergreifend entwickelt. Um das jeweilige Teilsystem unabhängig vom Reifegrad der anderen Teilsysteme testen und weiterentwickeln zu können, muss die Testumgebung über die Möglichkeit verfügen, die anderen Teilsysteme zu

substituieren. Im Fall des Lineargenerators müssen das Verhalten der Gasfeder und das der Verbrennung durch eine Alternative substituiert werden.

Aufbau:

Mehrere Ansätze zur Substitution der Verbrennung und der Luftfeder werden als Antrieb für den Lineargenerator in Erwägung gezogen. Diese werden mit den Leistungsanforderungen aus Kapitel 7.1 und Kapitel 7.2 abgeglichen, was zu folgenden Ergebnissen führt:

1. Exzenter mit Elektromotor als Antrieb:
Nicht anwendbar, da der variable Hub nur mit hohem Aufwand möglich ist. Des Weiteren ist es nicht möglich aufgrund der Massenträgheit der elektrischen Antriebsmaschine das geforderte Kraftprofil abzufahren.
2. Linearmaschine:
Nicht anwendbar, da entweder die Leistung der am Markt erhältlichen Maschinen zu klein oder die Massenträgheit zu groß ist.
3. Hochdynamischer Hydraulikzylinder:
Anwendbar, da eine Frequenz von 30 Hz bei einem Hub von 80 mm realisierbar ist.

Die Anforderungen werden lediglich vom dritten Ansatz erfüllt. In Abbildung 7.2 ist dieser dargestellt.

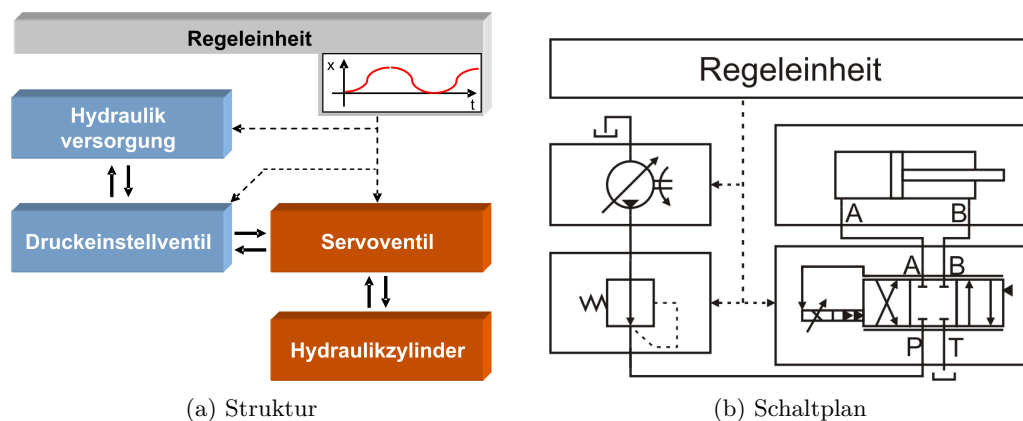
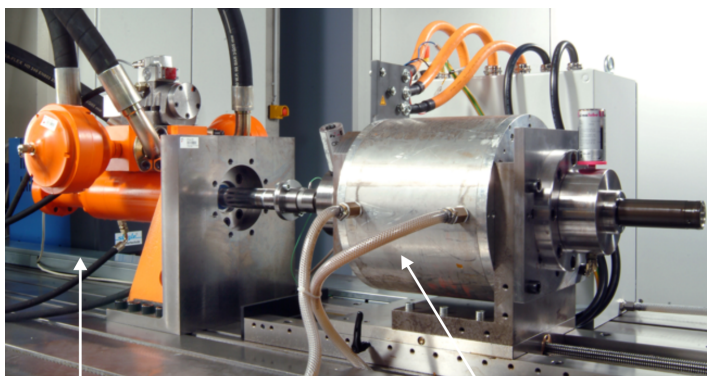


Abbildung 7.2 Substitution von Verbrennung und Luftfeder durch den Hydraulikzylinder

Vor dem Aufbau der Prüfumgebung waren folgende Adaptionen und Entwicklungen notwendig:

- ▷ Um die Hub- und Kraftanforderungen zu erfüllen, wurde von einem Partner aus der Industrie ein spezieller Hydraulikzylinder entwickelt. Die Eigenschaften Lagerreibung, Kolbengewicht (\Rightarrow geringe Massenträgheit) und der Ölfluss (Menge und Durchflusswiderstand) wurden auf eine möglichst hohen Dynamik hin optimiert.
- ▷ Die Mechanik und die Elektronik des Servoventils wurde von einem weiteren Industriepartner in Abstimmung mit dem Projektteam in mehreren Entwicklungsschritten optimiert und an die Bedingungen in der Prüfumgebung (statisches Ansprechverhalten) angepasst.
- ▷ Die hydraulische Versorgung des Zylinders und die dazu notwendige Infrastruktur wurden zusammen mit einer externen Firma geplant, konzipiert und von dieser implementiert.

In den Abbildungen 7.3 ist die realisierte Prüfumgebung mit eingebrachtem Prüfling dargestellt.



Hydraulikzylinder

Lineargenerator

Abbildung 7.3 Prüfumgebung mit Prüfling

Regelung:

Die Regelung des Hydraulikzylinders wurde, basierend auf der Arbeit [40], im Rahmen der Studienarbeit [41] entwickelt. Als Hardwarebasis kommt ein modular aufgebautes, echtzeitfähiges System zum Einsatz. Der auf dieser Plattform realisierte Reglerentwurf findet in einer grafikbasierten Entwicklungsumgebung statt.

In der Struktur sind neben den Reglern auch Komponenten wie Beobachter, eine Zustandsrückführung und eine Vorsteuerung integriert, die die Regeleigenschaften

verbessern. Die Komponenten können je nach Anforderung einzeln oder teilweise auch in Kombination eingesetzt werden. Die sich ergebende Regelkreisstruktur ist in Abbildung 7.4 dargestellt.

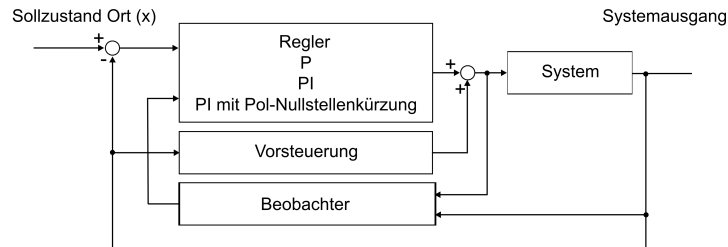


Abbildung 7.4 Regelkreisstruktur der Hydraulikregelung

Die Kombination aus PI-Regler und Vorsteuerung weist die geringste Regelabweichung in der Phase und in der Amplitude des Stroms auf. In Abbildung 7.5 ist beispielhaft ein Vergleich von Soll- und Ist-Wert des Wegsignals bei einer Frequenz von 20 Hz abgebildet. Die Abbildung 7.5a zeigt das Simulationsergebnis ohne Verwendung der entwickelten Vorsteuerung, Abbildung 7.5b hingegen das Ergebnis unter Anwendung der Vorsteuerung. Nur in dieser Kombination konnte im Versuch bei einem Hub von 80 mm und einer Frequenz von 20 Hz der als Solltrajektorie vorgegebener Sinus stabil abgefahren werden.

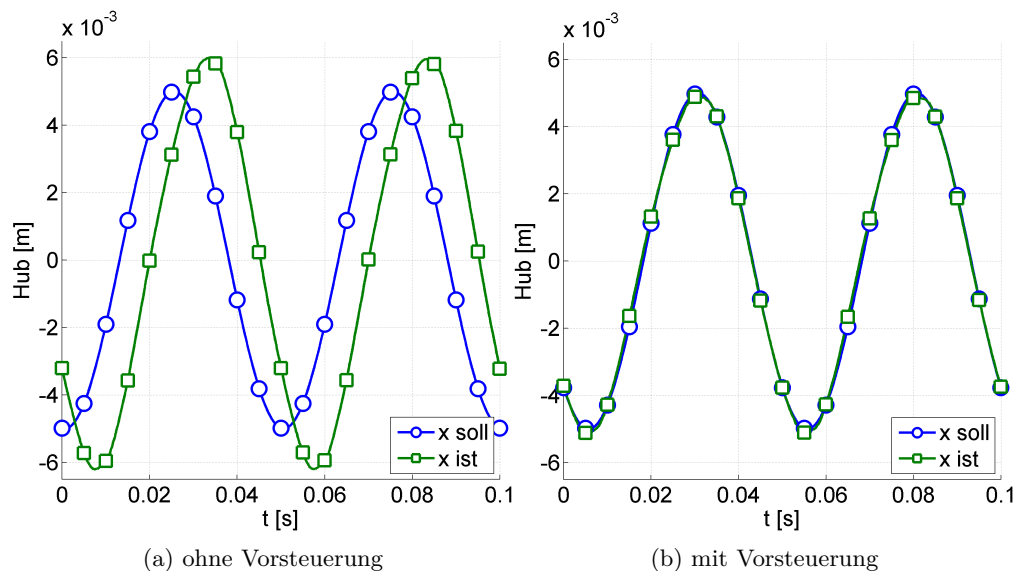


Abbildung 7.5 Soll-Istwert-Vergleich des Hubs mit und ohne Vorsteuerung

Die Verbesserung des Regelverhaltens erhöht die Komplexität des Systems. Da das Verhältnis von PI-Regleranteil und Vorsteuerungsanteil vom Hub und der Frequenz abhängig ist, muss dieses Verhältnis im Betrieb permanent an die aktuelle Frequenz angepasst werden.

Daten:

	min	max	Einheit
Hydraulikdruck	0	300	bar
Durchflussmenge	0	1000	l
Hub Prüfling	0	110	mm
Frequenz Prüfling (mech)	0	20	Hz
Kraft Hydraulik	0	39,6	kN

Tabelle 7.2 Leistungsdaten der Substitution von Verbrennung und Luftfeder

7.3.2

Leistungselektronik

Die Leistungselektronik stellt das Stellglied der Regelung sowie die elektrische Energiequelle und -senke des Lineargenerators dar.

Aufbau:

Die Leistungselektronik unterteilt sich in zwei aktive Funktionskomponenten (s. Abbildung 7.6).

1. Die rückspeisefähige Umrichtereinheit (UR1) ist die erste aktive Komponente. Sie stellt eine geregelte DC-Zwischenkreisspannung zur Verfügung. Die UR1 ermöglicht es, im System erzeugte Energie ins Versorgungsnetz einzuspeisen. Im Fall eines Mangels an elektrischer Energie im System (motorischer Betrieb) kann Energie aus dem Versorgungsnetz entnommen und ins System eingespeist werden.
2. Die sechspulsige Brückenschaltung (UR2) ist die zweite aktive Komponente. Sie versorgt den Lineargenerator im motorischen Betrieb mit einem dreiphasigen Strom aus dem Gleichspannungszwischenkreis. Im generatorischen Betrieb wird der im Lineargenerator generierte Strom in den Zwischenkreis eingespeist.

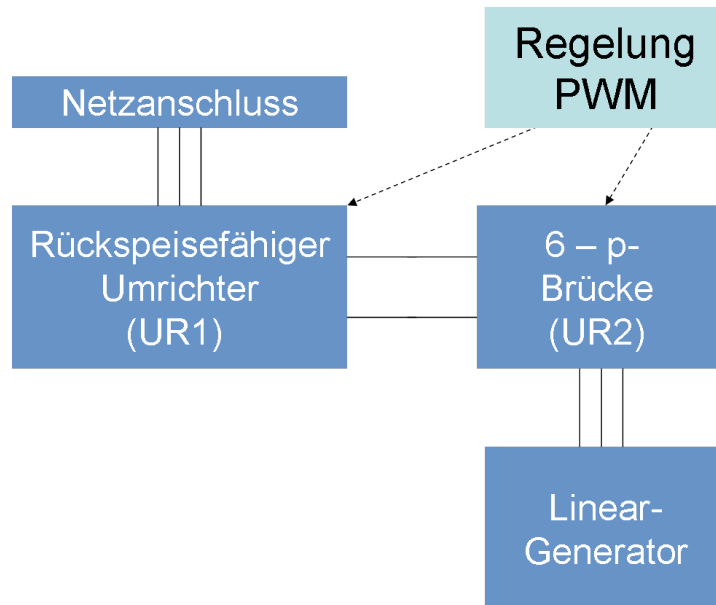


Abbildung 7.6 Funktionskomponenten der Leistungselektronik

Daten:

	Funktion	Betrag	Einheit
Leistung		100	kW
Zwischenkreisspannung		580	V
Rückspeisefähigkeit	Ja		
4 Quadrantenbetrieb	Ja		

Tabelle 7.3 Leistungsdaten des Umrichters

7.3.3

Regelung der Linearmaschine**Aufbau:**

Im Rahmen der Studienarbeit [42] wurde eine feldorientierte Regelung (s. Abbildung 7.7) im d-q System entworfen, aufgebaut und am Lineargenerator in Betrieb genommen. Um die Dynamik der Regelung zu verbessern, wurde in die Regelstrecke der Linearmaschine eine Vorsteuerung für die PWM-Steuerspannungen U_{R2} und ei-

ne Vorsteuerung für die auftretende geschwindigkeitsabhängige induzierte Spannung U_i integriert (s. Abbildung 7.8).

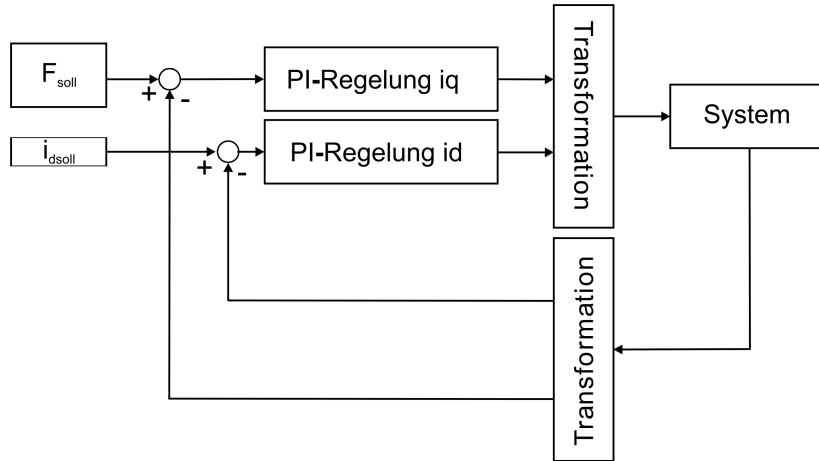


Abbildung 7.7 Struktur der Kraftregelung des Lineargenerators

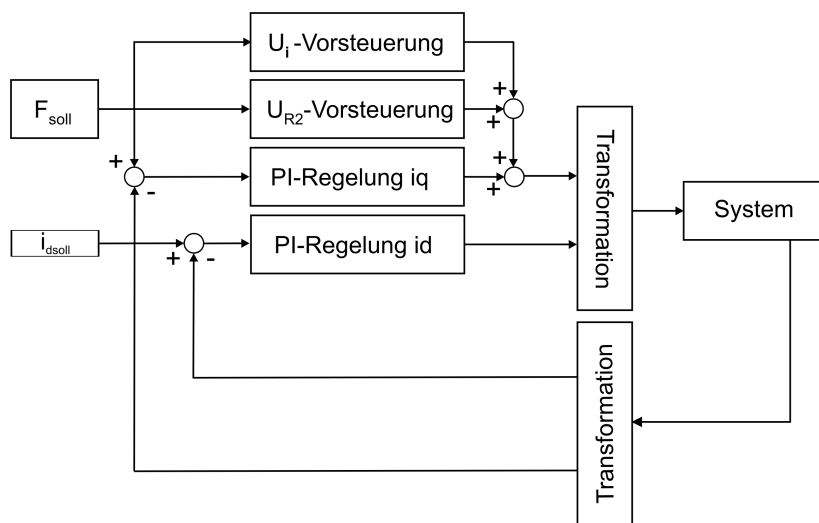


Abbildung 7.8 Struktur der Kraftregelung des Lineargenerators mit Vorsteuerung

Wird an das System mit einer Regelung (s. Abbildung 7.7) ein vom aktuellen Ist-Wert differierender Soll-Wert angelegt, kommt es zu einer Differenzbildung zwischen Soll- und Ist-Wert. Diese Differenz wird in eine Stellgröße umgerechnet und an das Stellglied, den Umrichter, übermittelt, worauf das System auf die Differenz reagiert.

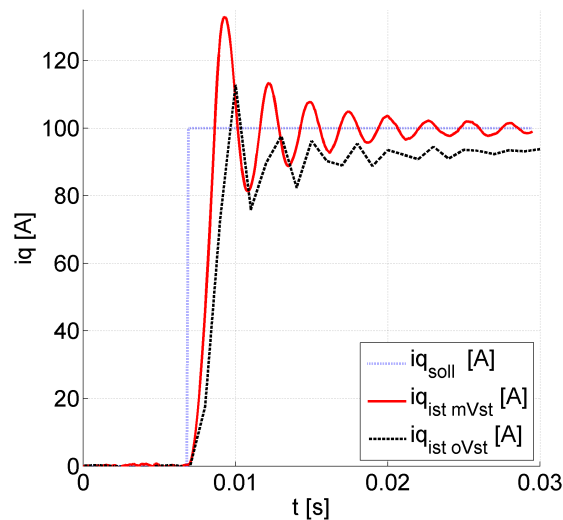


Abbildung 7.9 Sprungantwort des Querstroms i_q mit und ohne Vorsteuerung

Kommt hingegen eine Vorsteuerung zum Einsatz, wird ein Teil der Stellgröße direkt aus dem Soll-Wert generiert. Dies bedingt einen kleineren Anteil des Reglers an der Stellwertgenerierung und ermöglicht es, den P-Anteil im Vergleich zur Regelung ohne Vorsteuerung zu erhöhen. In der U_{R2} -Vorsteuerung ist eine am realen System gemessene und modifizierte Kennlinie des Umrichter-Maschinensystems hinterlegt. Die im Betrieb der Maschine auftretende induzierte Spannung reduziert das Spannungsgefälle zwischen dem Sternpunkt und der treibenden Zwischenkreisspannung, was zu einem langsameren Anstieg des Stromes führt. Dieses systembedingte Verhalten ist nicht vermeidbar. Durch die U_{R2} -Vorsteuerung wird die Einschaltzeit der Leistungshalbleiter entsprechend der auftretenden induzierten Spannung verlängert. Dies führt zu einem dynamischeren Regelverhalten der Strecke.

Daten:

Das Ergebnis aus dem direkten Durchgriff der Vorsteuerung und dem erhöhbaren P-Anteils ist, im Vergleich zum rein geregelten System, in Abbildung 7.9 dargestellt. Das System zeigt folgendes Verhalten:

- ▷ Mit Vorsteuerung beträgt die Anstiegszeit des Querstroms 1,6 ms, ohne Vorsteuerung hingegen 2,8 ms. Das entspricht einer Reduzierung der Stromanstiegszeit um 40 Prozent.
- ▷ Der Istwert des Querstroms schwingt mit Vorsteuerung schneller auf den Sollwert ein als ohne Vorsteuerung.

8

Messung, Auswertung und Ergebnisse

8.1

Kräfte

Bei der Messung der axialen Kraft des Lineargenerators muss zwischen den Fällen der statischen und der dynamischen Kraftmessung unterschieden werden.

- ▷ Bei der statischen Kraftmessung tritt aufgrund einer permanenten leichten Schwingungsanregung des Läufers durch die Hydraulik keine Haftreibungskraft der Lager auf. Nach Abbildung 8.1 entspricht die gemessene Kraft somit der axialen, durch den magnetischen Kreis des Lineargenerators verursachten, Kraft.

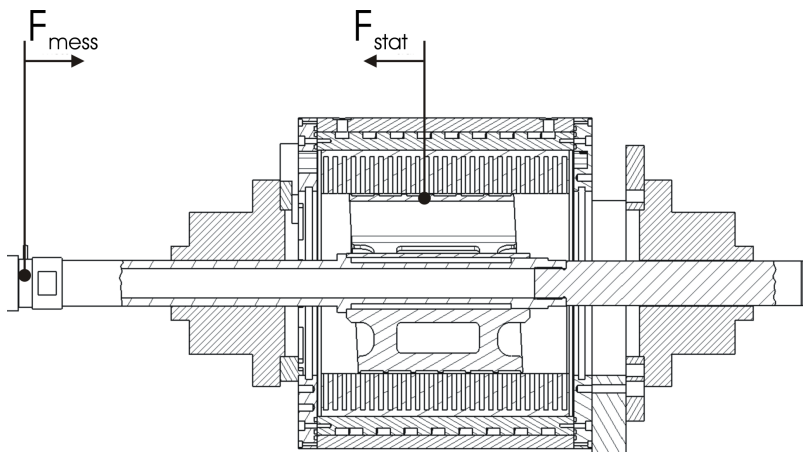


Abbildung 8.1 Statische Kräfte und deren Angriffspunkte

- ▷ Um die Kräfte im dynamischen Betrieb des Lineargenerators in axialer Richtung korrekt zu messen und zu bewerten, muss der Aufbau der verwendeten Prüfumgebung betrachtet werden. Die auftretenden Kräfte, deren Angriffspunkte und Richtungen sind in Abbildung 8.2 dargestellt. Die in axialer Rich-

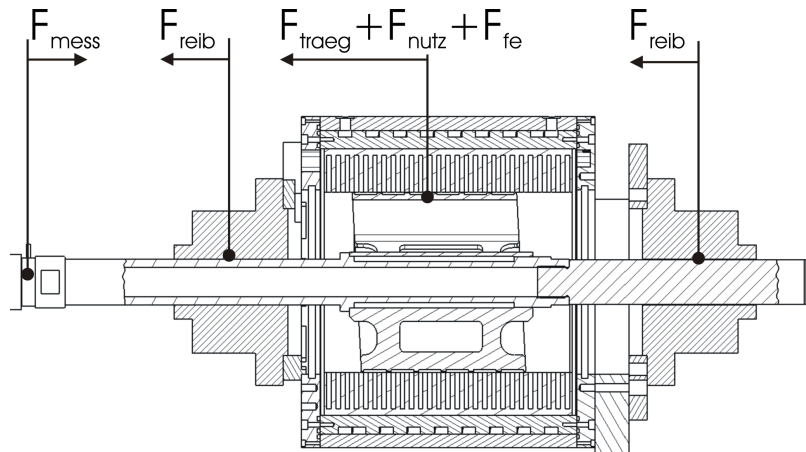


Abbildung 8.2 Kräfte und deren Angriffspunkte im dynamischen Betrieb

tung gemessene Kraft des Lineargenerators beinhaltet eine Nutz- (F_{nutz}), eine Reib- (F_{reib}), eine Trägheits- (F_{traeg}) und eine eisenverlustbasierte Kraftkomponente (F_{fe}). Die resultierende Kräftegleichung lautet gemäß Abbildung 8.2:

$$F_{mess} = F_{nutz} + F_{reib} + F_{traeg} + F_{fe} \quad (8.1)$$

Zur Bestimmung der Nutzkraftkomponente muss (8.1) nach F_{nutz} aufgelöst werden und ergibt:

$$F_{nutz} = F_{mess} - F_{reib} - F_{traeg} - F_{fe} \quad (8.2)$$

Bevor die Nutzkraft berechnet werden kann, müssen die Reib-, Trägheits- und eisenverlustbasierten Kraftkomponenten ermittelt werden.

8.1.1

Kraft in Abhängigkeit des Strombelags

Messung und Messbedingungen:

Die Kraft in Abhängigkeit des Strombelags wird im statischen Versuch gemessen. Dabei wird der Läufer vom Hydraulikzylinder geregelt auf eine beliebige Position im Stator gefahren und dort gehalten. Nach Abbildung 8.1 entspricht die gemessene Kraft der vom magnetischen Kreis des Lineargenerators erzeugten Kraft. Sie kann somit direkt gemessen werden. Um die Abhängigkeit der Nutzkraft (F_{nutz}) vom eingepprägten Strombelag zu ermitteln, wird ein Querstrom mit rampenförmigem Verlauf eingepragt.

Darstellung:

In Abbildung 8.3 sind der gemessene und der in Kapitel 4.3 errechnete Kraftverlauf

aufgetragen.

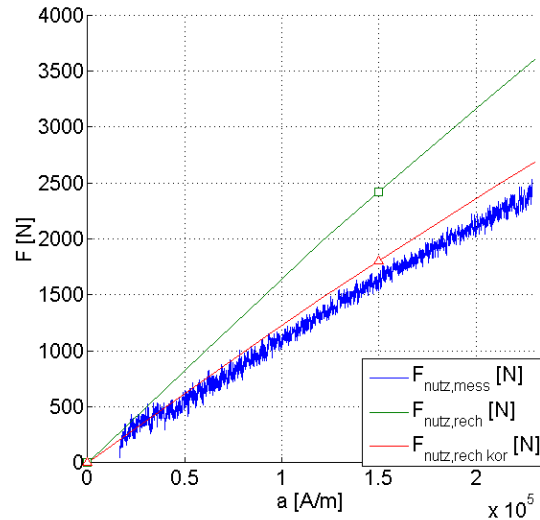


Abbildung 8.3 Nutzkraft F_{nutz} Vergleich von Messung und Rechnung

Auswertung:

Der Lineargenerator erreicht bei einem Strombelag von 230 kA/m (Stromdichte $7,6 \text{ A/mm}^2$) und einem Luftspalt von 1,2 mm eine gemessene Kraft von 2480 N. Die numerisch mit den Daten des real aufgebauten Lineargenerators errechnete Nutzkraft-Komponente hingegen beträgt 3613 N. Die Reduzierung der Axialkraft aufgrund der Schrägung der Magnete nach Kapitel 4.3.6 ist in der berechneten Nutzkraft-Komponente bereits berücksichtigt. Aus der in Kapitel 8.6 untersuchten induzierten Spannung geht hervor, dass diese um 25 Prozent kleiner ist als die in Kapitel 4.3.5 aus dem Fluss berechnete induzierte Spannung. Die induzierte Spannung steht zum Fluss ϕ im magnetischen Kreis in folgendem Zusammenhang:

$$U_i = -N \cdot \frac{d\Phi}{dt} \quad (8.3)$$

Die Ursache für eine verminderte induzierte Spannung liegt in einer geringeren Änderung des Flusses ϕ begründet. Da der magnetische Kreis nach Abbildung 8.3 lediglich in geringem Maße in die Sättigung geht, ist davon auszugehen, dass die Magnete nicht über die angegebene Remanenzinduktion verfügen. Basierend auf dieser Erkenntnis wird eine numerische Berechnung der Lineargeneratorkräfte mit angepasster Remanenzinduktion B_r durchgeführt. Das Ergebnis dieser Berechnung ist in Abbildung 8.3 dargestellt. Die Abweichung zwischen der numerisch berechneten Kraft und der gemessenen Kraft beträgt im Mittel 3,8 Prozent. Bei dieser

Abweichung ist die Korrektur der Nutzkraft-Komponente um den Schrägungsanteil und der reduzierende Einfluss der Magnete mit kleinem B_r berücksichtigt.

8.1.2

Reibkraft

Messung und Messbedingungen:

Zur Ermittlung der Reibkraft muss der Läufer durch einen Körper gleicher Masse ersetzt werden (s. Abbildung 8.4). Dadurch wird verhindert, dass eisenverlustbedingte Kraftkomponenten bei der Messung auftreten. Die Reibkraft ergibt sich in

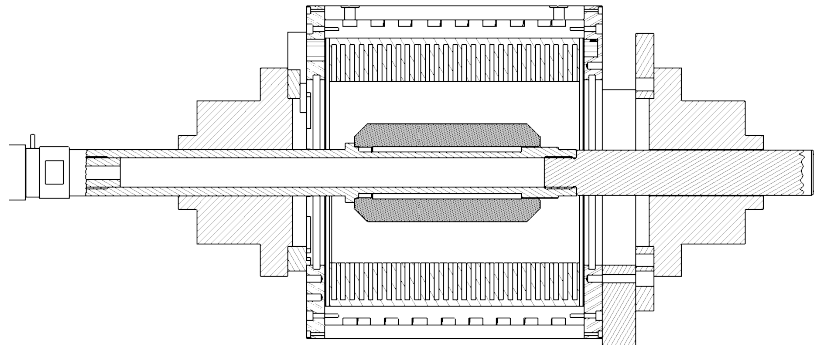


Abbildung 8.4 Aufbau zur Ermittlung der Reibkräfte

Abhängigkeit von Frequenz, Hub und Ort zu:

$$F_{reib}(f, h, x) = F_{mess}(f, h, x) - F_{traeg}(f, h, x) \quad (8.4)$$

Zur Ermittlung der Trägheitskraft-Komponente nach (8.5) muss die Beschleunigung des Prüflings samt Prüflings-Aufnahme bestimmt werden.

$$F_{traeg}(f, h, x) = m_b \cdot a \quad (8.5)$$

Zur Bestimmung der Beschleunigung a sind zwei Vorgehensweisen möglich:

1. Theoretisch kann die Beschleunigung a aus der zweiten Ableitung des Ortssignals $x(t)$ berechnet werden. Das gemessene Ortssignal weist jedoch so viel Rauschen und Sprünge auf, dass trotz des Einsatzes verschiedener Filtermethoden kein verwendbares Beschleunigungssignal errechnet werden kann.
2. Die Messung der Beschleunigung mit einem piezoelektrischen Beschleunigungssensor schlägt ebenfalls fehl, da die Hydraulik mit einem so genannten Dither-Signal beaufschlagt ist. Dieses Dither-Signal sorgt dafür, dass das Servoventil

des Hydraulikzylinders permanent in Schwingung versetzt wird, um die Stabilität und die Dynamik des Systems zu erhöhen. Die durch das Dither-Signal verursachten Beschleunigungen sind in den meisten Betriebspunkten der Anlage deutlich höher als die zu messende Beschleunigung. Dies macht die Auswahl eines anderen Messbereiches notwendig. Das hat zur Folge, dass das zur Berechnung der Trägheitskraft benötigte Beschleunigungssignal nicht mehr aus dem Messsignal gewonnen werden kann.

Die Ermittlung der Trägheitskraft-Komponente erweist sich somit als unmöglich. Aus diesem Grund wird nicht die Reibkraft in Abhängigkeit von Hub, Frequenz und Ort bestimmt, sondern die Reibenergie über einem Kolbenspiel.

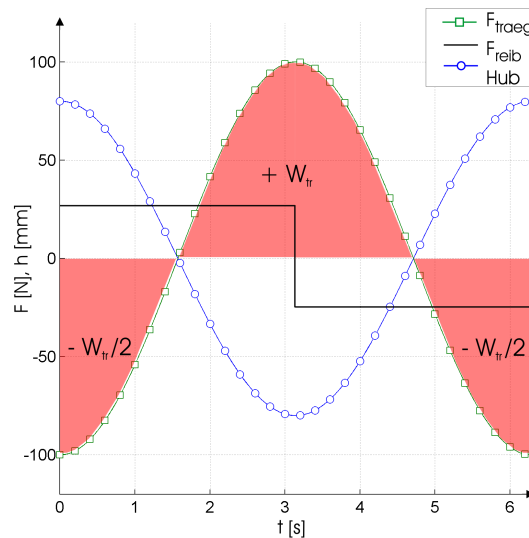


Abbildung 8.5 Verlauf der Beschleunigungs- und Reibkraft über einem Kolbenspiel

Wie in Abbildung 8.5 exemplarisch dargestellt ist, summieren sich der positive und der negative Beschleunigungskraft-Anteil bei einer Integration des gemessenen Kraftsignals über einem Kolbenspiel zu 0. Der Reibkraft-Anteil, der ermittelt werden soll, ergibt bei einer Integration über einem Kolbenspiel ebenfalls 0. Wird wie in Abbildung 8.6 die gemessene Kraft am Umkehrpunkt des Läufers mit -1 multipliziert und integriert, ergibt sich die Beschleunigungsenergie zu 0. Aus der Integration resultiert die zu bestimmende Reibenergie, welche nach dem Zusammenhang in (8.6) in eine Kraft umgerechnet werden kann. Die errechnete Kraft ist die mittlere Kraft, die über einen Kolbenzyklus die gemessene Reibenergie erzeugt. Aufgrund der Reibkraftbestimmung über die Energie reduziert sich die Abhängigkeit der Reibkraft auf die Parameter Frequenz (f) und Hub (h).

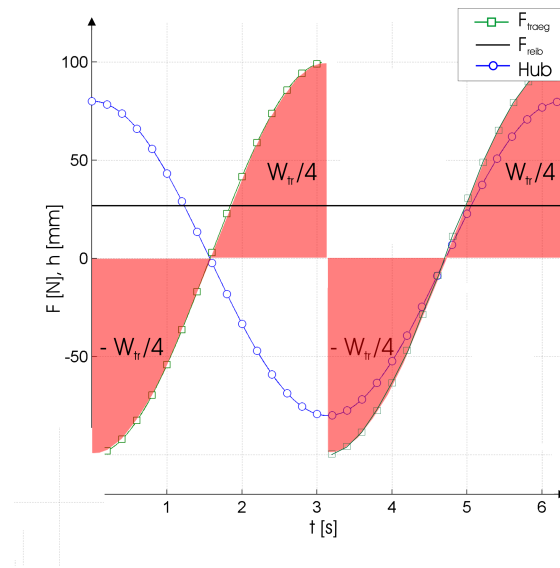


Abbildung 8.6 Ansatz zur Berechnung der Reibkraft

$$F_{reibm}(f, h) = \frac{1}{2h} \int_{x=0}^{x=2 \cdot h} W_{reib}(f, h, x) dx \quad (8.6)$$

Darstellung:

In Abbildung 8.7 sind die gemessenen und die interpolierten mittleren Reibkräfte für verschiedene Frequenzen über dem Hub aufgetragen. In Abbildung 8.8 ist der Übersichtlichkeit halber der interpolierte Verlauf der mittleren Reibkraft ohne gemessene Werte dargestellt. Die hier verwendete Interpolation wird nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate (LMS, least mean square) für ein Polynom ersten Grades durchgeführt.

Auswertung:

Aus der Interpolation der mittleren Reibkraft kann der Verlauf der Reibkraft in Abhängigkeit von Frequenz f und Hub h als geschlossene Gleichung (8.7) angegeben werden.

$$F_{reibm}(f, h) = (a_1 f^2 + a_2 f + a_3) \cdot h + (b_1 f^2 + b_2 f + b_3) \quad (8.7)$$

Mit (8.7) können Reibkräfte in Abhängigkeit von Frequenz und Hub für die in [4] geforderten Betriebspunkte, die außerhalb des messbaren Bereichs liegen, bestimmt

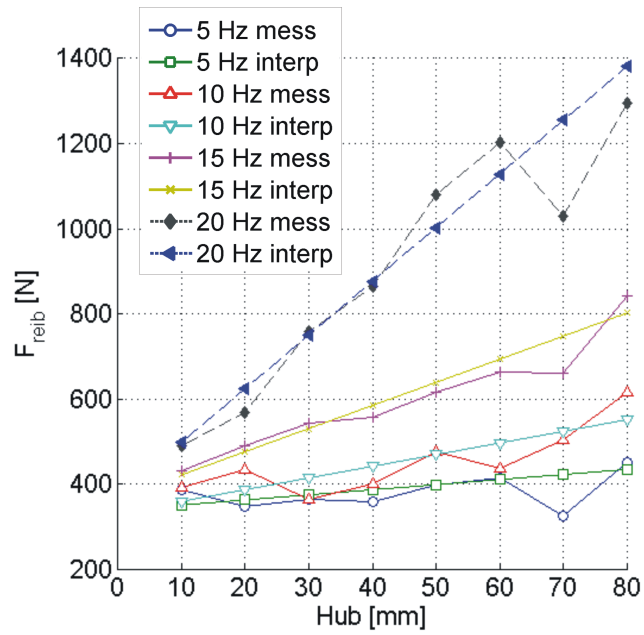


Abbildung 8.7 Messung und Interpolation der Reibkraft

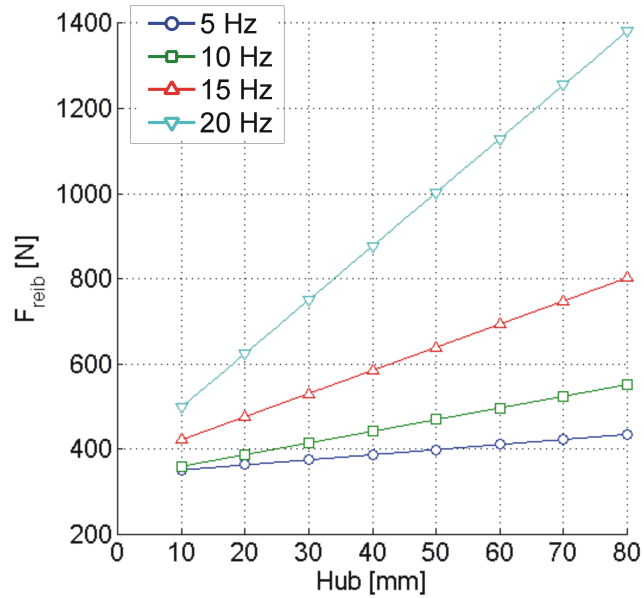


Abbildung 8.8 Interpolierte Reibkraft

Parameter	Wert
a_1	0,0000564
a_2	-0,0006711
a_3	0,003309
b_1	0,0001092
b_2	-0,00008728
b_3	0,3323

Tabelle 8.1 Parameter der Gleichung (8.7)

werden. Die ermittelte Reibkraft wird zur Berechnung der eisenverlustbasierten Kraftkomponente nach (8.8) und der Nutzkraft nach (8.2) eingesetzt.

8.1.3

Durch Eisenverluste verursachte Kraftkomponente

Messung und Messbedingungen:

Im Betrieb des Lineargenerators entstehen die in Kapitel 4.4.1 beschriebenen Eisenverluste. Diese Eisenverluste müssen beim Einsatz des Lineargenerators im Prüffeld über die eingebrachte mechanische Energie gedeckt werden. Dazu ist die in Abbildung 8.2 dargestellte Kraft F_{fe} notwendig. Diese Kraft lässt sich ermitteln, indem der Lineargenerator vom elektrischen System entkoppelt wird. Das hat zur Folge, dass keine Ströme fließen können und somit keine weiteren Verluste auftreten. Daraus ergibt sich folgende Darstellung der Kräftegleichung:

$$F_{fe}(f, h, x) = F_{mess}(f, h, x) - F_{traeg}(f, h, x) - F_{reib}(f, h, x) \quad (8.8)$$

Aus der Kräftegleichung ergibt sich, dass von der gemessenen Kraft die Trägheitskraft-Komponente sowie die Reibkraft-Komponente subtrahiert werden müssen. Wie in Kapitel 8.1.2 erklärt wird, ist eine Ermittlung der Reibkraft-Komponente nur als mittlere Reibkraft-Komponente realisierbar. Des Weiteren ist es aus den in Kapitel 8.1.2 dargelegten Gründen nicht möglich, die Trägheitskraft-Komponente zu berechnen oder zu messen. Die Bestimmung der eisenverlustbasierten Kraftkomponente muss demzufolge (vgl. Kapitel 8.1.2) durch die Betrachtung der Energie über ein Kolbenspiel ermittelt werden. Aus (8.8) resultiert somit folgender Zusammenhang:

$$F_{fem}(f, h) = F_{messm}(f, h) - F_{reibm}(f, h) \quad (8.9)$$

Darstellung:

In Abbildung 8.9 ist der interpolierte gemessene Verlauf der mittleren eisenverlustbasierten Kraftkomponente für verschiedene Frequenzen über dem Hub aufgetragen.

Auswertung:

Die ermittelte eisenverlustbasierte Kraftkomponente wird zur Berechnung der Nutzkraft-Komponente nach (8.10) eingesetzt.

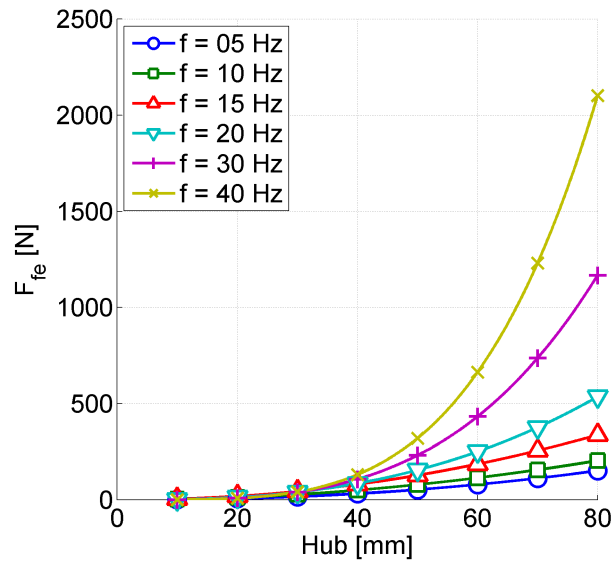


Abbildung 8.9 Interpolierte Kraftkomponente F_{fe}

8.1.4

Nutzkraft im dynamischen Betrieb**Messung und Messbedingungen:**

Die während des dynamischen Betriebs im magnetischen Kreis erzeugte Axialkraft lässt sich nach der Bestimmung der einzelnen Kraftkomponenten nach Kapitel 8.1.2 und 8.1.3 mit (8.2) berechnen.

$$F_{nutz}(f, h, x, iq) = F_{mess}(f, h, x, iq) - F_{reib}(f, h, x) - F_{traeg}(f, h, x) - F_{fe}(f, h, x) \quad (8.10)$$

Die Argumentationen und Vorgehensweisen, die zu (8.11) führen, entsprechen denen in Kapitel 8.1.2 und 8.1.3.

$$F_{nutzm}(f, h, iq) = F_{messm}(f, h, iq) - F_{reibm}(f, h,) - F_{fem}(f, h,) \quad (8.11)$$

Darstellung:

In Abbildung 8.10 ist die gemessene mittlere Kraft F_{messm} und die nach (8.11) er-

rechnete mittlere Nutzkraft F_{nutzm} für eine Frequenz von 10 Hz, einen Hub von 40 mm und einer Stromdichte von $7,6 \text{ A/mm}^2$ ($i_q=200 \text{ A}$) dargestellt. Zur Verdeutlichung der Verteilung der einzelnen Kraftkomponenten dient Abbildung 8.11. In Abbildung 8.12 ist der zeitliche Verlauf einer gemessenen Kraft bei einer maximalen Geschwindigkeit von 1 m/s dargestellt.

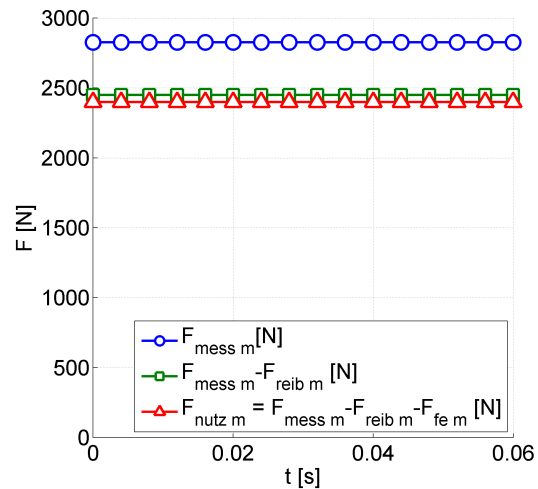


Abbildung 8.10 Mittlere gemessene Nutzkraft

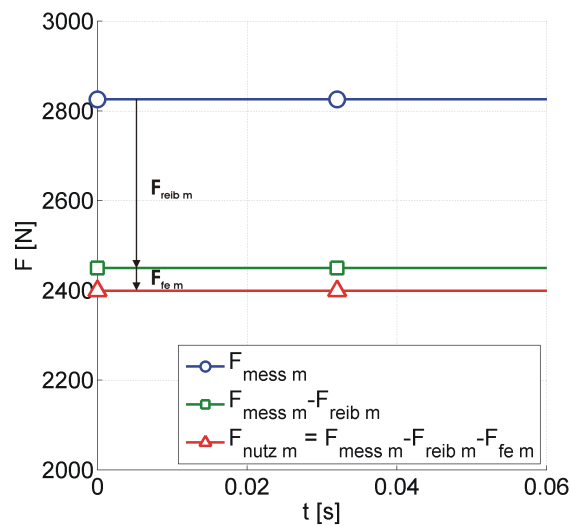
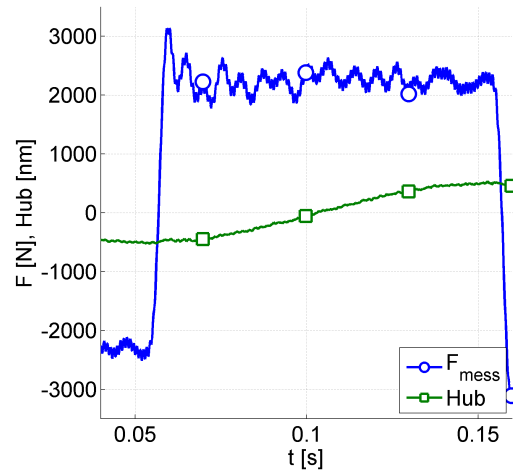


Abbildung 8.11 Aufteilung der Kraftkomponenten

Auswertung:

Aufgrund der Vorgehensweise bei der Kraftbestimmung kann die Nutzkraft nur unabhängig vom Ort angegeben werden.

Abbildung 8.12 Gemessener Kraftverlauf ($F_{mess(f,h,x,iq)}$)

Aus der in Abbildung 8.10 dargestellten und weiteren Messungen bei anderen Frequenzen und Hübem geht hervor, dass im dynamischen Betrieb des Lineargenerators das in Kapitel 2.1 geforderte Nutzkraftniveau erreicht wird.

8.1.5

Rastkräfte

Messung und Messbedingungen:

Zur Messung der Rastkräfte wird der Stator vom Läufer im Leerlauf durchfahren. Basierend auf den Berechnungen in Kapitel 4.3.6 ist von verbleibenden Rastkrafttripeln von ca. 40 N auszugehen. Die Anzahl der zu erwartenden Rastkraftmaxima beträgt 8 bei einem Hub von 80 mm.

Darstellung:

In Abbildung 8.13 sind die gemessenen Kräfte über dem Hub aufgetragen.

Auswertung:

Das gemessene Kraftsignal weist sowohl vor als auch im Verlauf der Bewegung schnelle Kraftanstiege mit ähnlich hohen Amplituden auf. Diese werden von der Hydraulik und dem Überschwingen des PI-Reglers verursacht. Unter Vernachlässigung der beschleunigungsbedingten Kraftwerte, ergibt sich eine maximale Amplitude (PP) von 300 N. Da die von der Hydraulik verursachten Frequenzen im Bereich der zu

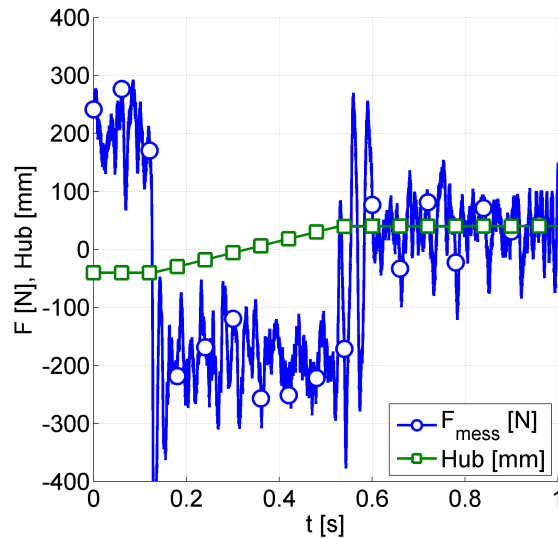


Abbildung 8.13 Aus Messung errechnete Reibkraft-Komponente

erwartenden Rastkrafttripel liegen, führt eine Fourieranalyse zur Bestimmung der Rastkraftamplituden nicht zum Erfolg. Es lässt sich jedoch die Aussage treffen, dass die vorhandenen Rastkräfte kleiner 300 N (*PP*) sind. Zur Erzielung genauerer Messergebnisse müsste die Prüfumgebung so verändert werden, dass nur sehr kleine systembedingte Kraftsprünge auftreten können, deren Frequenzbereich sich nicht in der Nähe der zu messenden Rastkraftfrequenzen befinden.

8.2

Eisenverluste

Messung und Messbedingungen:

Die Gleichung der Eisenverlustenergie $W_{vfe}(f, h)$ ergibt sich durch Anwendung des Zusammenhangs in (8.12)

$$W_{mech} = \int_0^h F_{mech} dx + \int_h^0 F_{mech} dx \quad (8.12)$$

auf (8.8) zu

$$W_{vfe}(f, h) = W_{mess}(f, h) - W_{reib}(f, h) \quad (8.13)$$

Die Eisenverluste, die im Lineargenerator entstehen, werden im Leerlaufversuch ermittelt. Dafür werden zwei Messungen durchgeführt. Die erste Messung dient in Anlehnung an Kapitel 8.1.2 dazu, die durch Reibung in den Lagern in Wärme umgewandelte kinetische Energie $W_{reib}(f, h)$ (s. Abbildung 8.14) aus den gemessenen Kräften zu ermitteln. Die zweite Messung (s. Kapitel 8.1.3) dient dazu, die Summe

aus der Reibenergie $W_{reib}(f, h)$ und der Eisenverlustenergie $W_{vfe}(f, h)$ auf Basis der gemessenen Kräfte zu ermitteln .

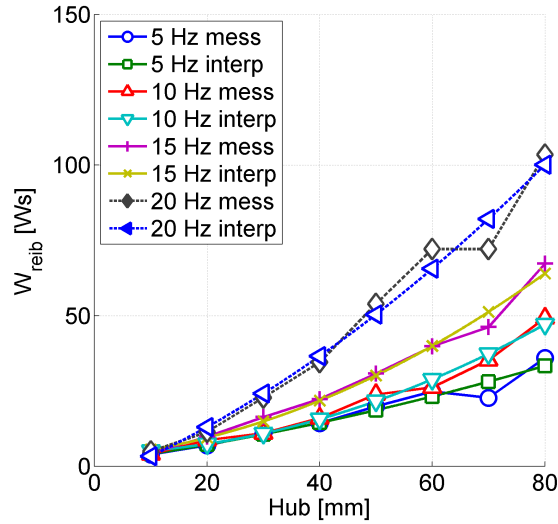


Abbildung 8.14 Gemessene Reibenergie

Durch Anwendung von (8.13) auf die Daten der zwei Messungen lässt sich die Eisenverlustenergie, die in einem Kolbenspiel umgesetzt wird, berechnen. Die energetischen Auswirkungen der Trägheitskraft ergeben nach Kapitel 8.1.2 in der Summe null und müssen deshalb nicht betrachtet werden.

Darstellung:

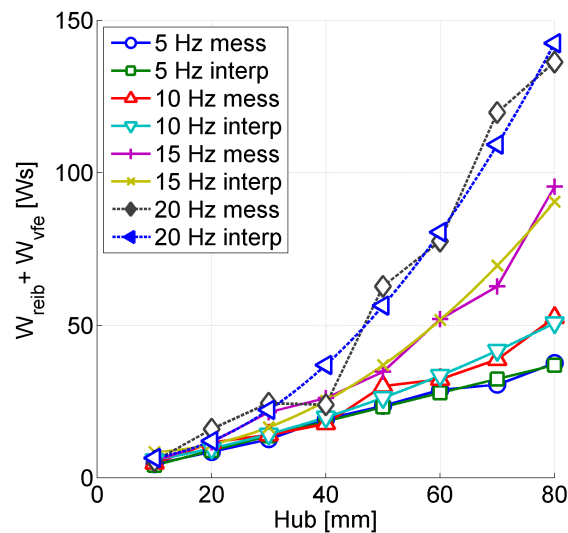


Abbildung 8.15 Aus der Messung berechnete Summe der Reib- und Eisenverlustenergie

In Abbildung 8.15 sind die aus den Messungen errechneten Energien dargestellt.

Auswertung:

Aus der gemessenen Summe der Eisen- und Reibverluste in Abbildung 8.15 lassen sich durch Abzug der Reibverluste die Eisenverluste berechnen.

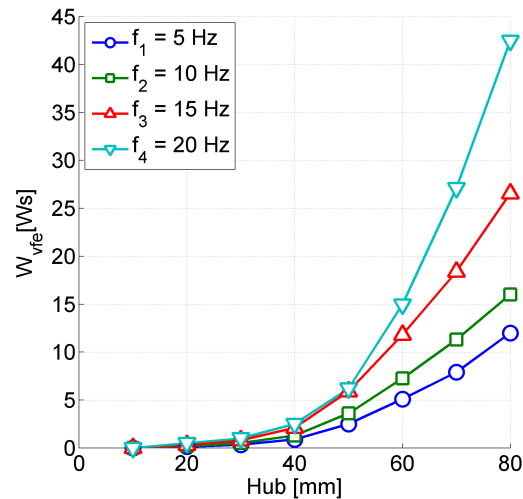


Abbildung 8.16 Gemessene Eisenverlustenergie $W_{vfe}(f,h)$

In Abbildung 8.16 sind die Eisenverlustenergien dargestellt, die aus den interpolierten Werten berechnet werden. In Abbildung 8.17 sind die gemessenen und die berechneten Eisenverlustenergien exemplarisch bei einer Frequenz von 15 Hz über dem Hub aufgetragen. Die Abweichung der berechneten von den gemessenen Eisenverlusten basiert auf zwei Effekten:

1. Bei der analytischen Berechnung der Eisenverluste wird davon ausgegangen, dass eine sinusförmige Anregung in den flussführenden Elementen eine sinusförmigen Flussverlauf hervorruft. Je nach Lage des betrachteten Elements kann es zu starken Abweichungen von diesem, für die Berechnung vorausgesetzten, Verlauf kommen.
2. Bei der analytischen Berechnung der Eisenverluste wird davon ausgegangen, dass der verlust erzeugende Fluss eine komplette Periode durchläuft. Dies ist bei dem Lineargenerator lediglich bei einem Hub von 60 mm im Bereich von 0 bis $\frac{T}{2}$ der Fall. Bei allen anderen Hübten weicht der Flussverlauf vom kompletten Durchlauf einer Periode ab.

Die Effekte, auf denen die Abweichung der Mess- von den Rechenwerten beruhen, und deren Einfluss auf die Eisenverluste konnten nicht quantifiziert werden. Bei der Auslegung einer konventionellen rotierenden Maschine kommt es bei der Berechnung der Eisenverluste zu Abweichungen von bis zu 100 Prozent. Der Zusammenhang zwischen berechneten und gemessenen Eisenverlusten kann in der Regel als konstanter Faktor angegeben werden. Es ist bei diesem Lineargenerator nicht möglich, die Ab-

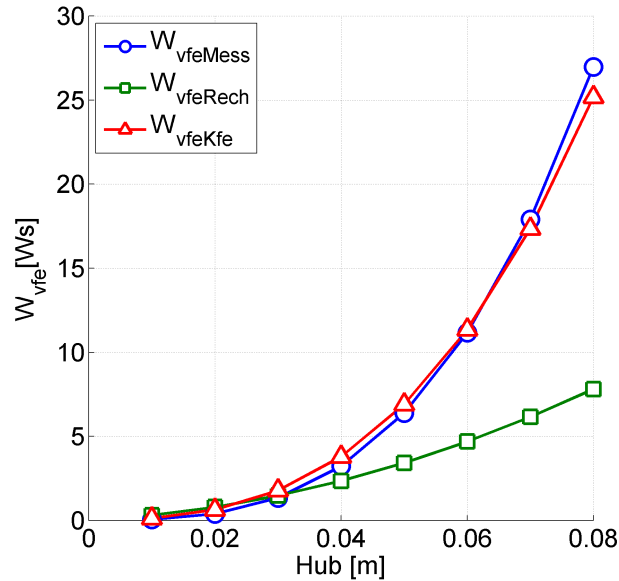


Abbildung 8.17 Gemessene und berechnete Eisenverlustenergie W_{vfe} bei 15 Hz

weichungen der Messergebnisse von den Berechnungsergebnissen in Form eines Faktors anzugeben. Dies ist in den unterschiedlichen Flussverläufen bei jedem einzelnen Hub einer Frequenz begründet. Berücksichtigt man diesen Umstand, ergibt sich nach (8.14) ein vom Hub abhängiger Zusammenhang zwischen den Messergebnissen und den Berechnungsergebnissen der Eisenverlustenergie.

$$W_{vfeMess} \simeq W_{vfeKfe} = \frac{Hub[m]}{k_{fe}} \cdot W_{vfeRech} \quad (8.14)$$

Bei einer Frequenz von 15 Hz ergibt sich der Eisenverlustkorrekturfaktor k_{fe} zu 0.033. Das Ergebnis der Anwendung von (8.14) auf die berechneten Eisenverluste nach Kapitel 4.4.1 ist in Abbildung 8.17 dargestellt.

8.3

Wirkungsgrad des Lineargenerators**Messung und Messbedingungen:**

Der Wirkungsgrad des Lineargenerators wird aufgrund der zum Zeitpunkt der Messungen vorhandenen Funktionalität der Prüfumgebung im motorischen Betrieb ermittelt. Der Wirkungsgrad berechnet sich nach:

$$\eta_{mot} = \frac{P_{mech}}{P_{el}} \quad (8.15)$$

Bei der Berechnung der mechanischen Leistung aus der gemessenen Kraft muss berücksichtigt werden, dass sich die gemessene Kraft aus der durch den magnetischen Kreis verursachten Kraft und der Reibkraft zusammensetzt. Daraus ergibt sich:

$$\eta_{mot}(f, h, iq) = \frac{\bar{P}_{mess}(f, h, iq) + \bar{P}_{reib}(f, h)}{\bar{P}_{el}(f, h, iq)} \quad (8.16)$$

Das zur Messung der elektrischen Leistung verwendete Leistungsmessgerät misst die elektrischen Leistungen während eines eingestellten Zeitintervalls. Die Messwerte im Zeitintervall werden gemittelt und ausgegeben. Die minimale Länge des Zeitintervalls liegt im Bereich der Periodendauer des Messsignals. Aus diesem Grund ist eine Aussage über den Verlauf des Wirkungsgrades in Abhängigkeit des Ortes nicht möglich.

Darstellung:

Der Wirkungsgrad des Lineargenerators hängt von der Frequenz f , dem Hub und dem Querstrom i_q ab. Die Angabe des Wirkungsgrades in Abhängigkeit des Querstroms i_q ist hinsichtlich der Anwendung des Lineargenerators in einer Stromerzeugungseinheit nicht anschaulich. Deshalb wird zur Darstellung des Wirkungsgrades in Abhängigkeit der abgegebenen Leistung übergegangen. Aufgrund der Abhängigkeit des Wirkungsgrades von drei Größen wird bei der zweidimensionalen Darstellungsweise für jeden Hub eine Grafik erstellt, mit der Frequenz als Parameter. In den Abbildungen 8.18 bis 8.19 sind die gemessenen Wirkungsgrade für die Hübe von 20 mm bis 80 mm in 20 mm-Schritten dargestellt.

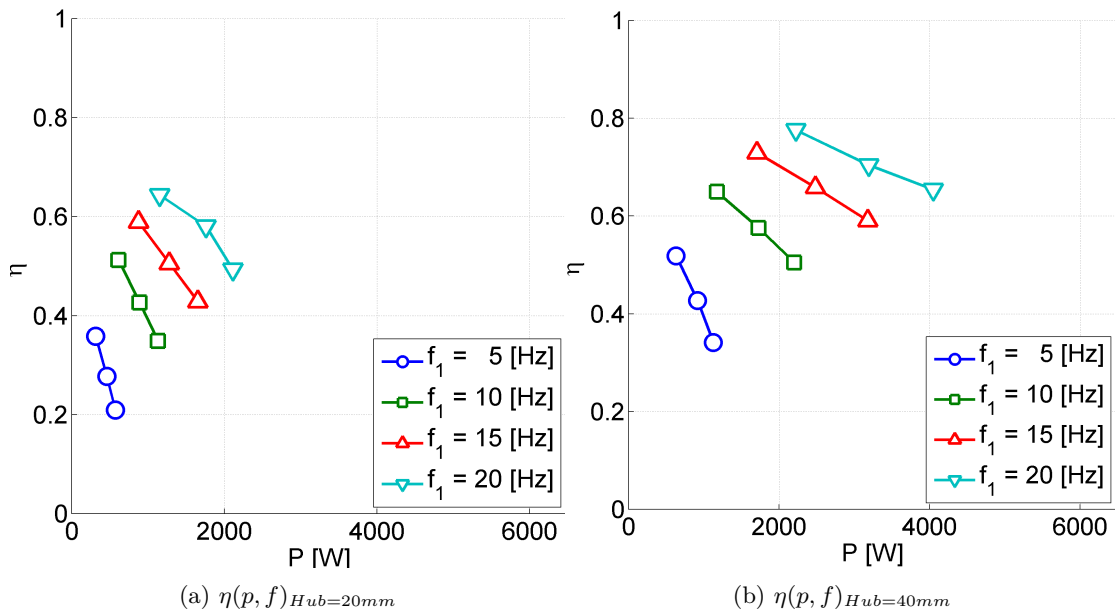


Abbildung 8.18 Wirkungsgrad für 20 mm und 40 mm Hub

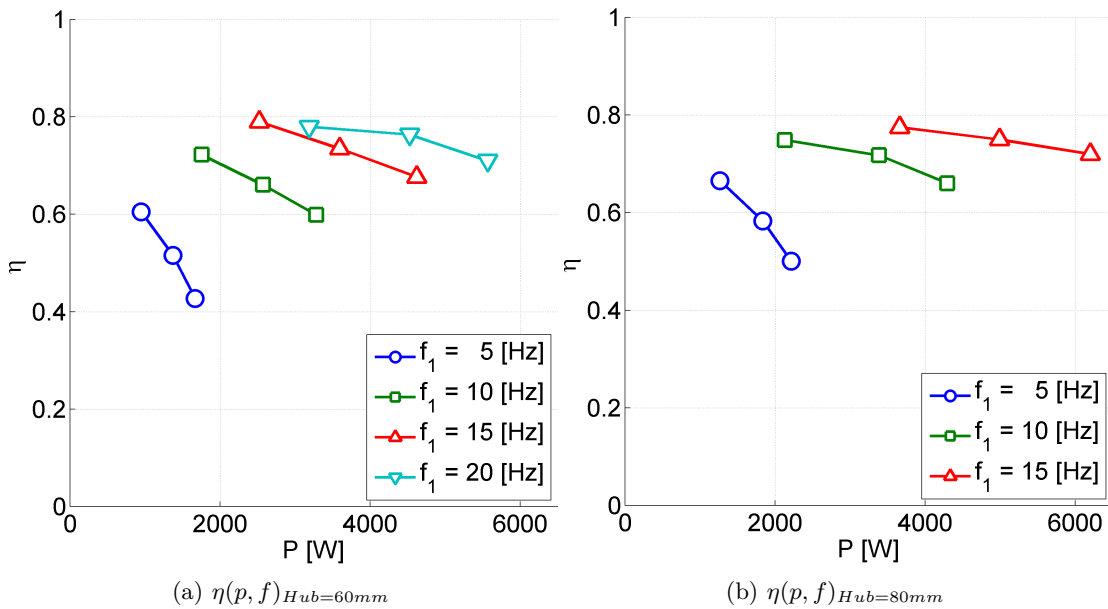


Abbildung 8.19 Wirkungsgrad für 60 mm und 80 mm Hub

In Abbildung 8.20 ist beispielhaft der Vergleich des in Kapitel 4.5 analytisch berechneten Wirkungsgrades mit dem gemessenen Wirkungsgrad bei einer Frequenz von 10 Hz und einer Stromdichte von $3,8 \text{ A/mm}^2$ (Querstrom von 100 A) dargestellt. Die zu erkennenden Abweichungen resultieren aus den berechneten Eisen- und Zu-

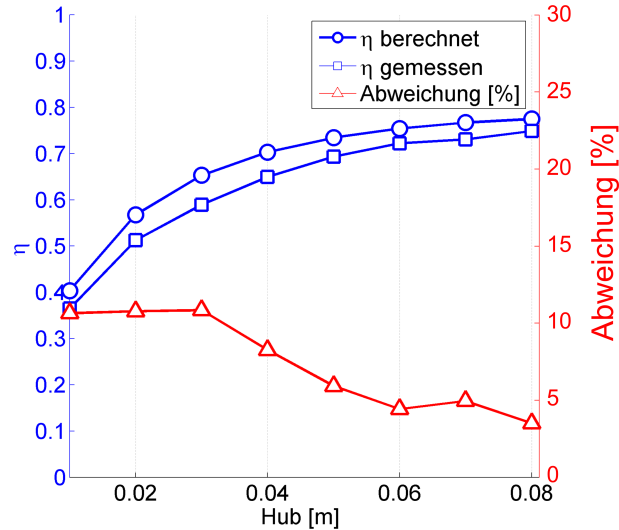


Abbildung 8.20 Vergleich des gemessenen mit dem analytisch berechneten Wirkungsgrad

satzverlusten, welche die realen Verluste (siehe Kapitel 8.2) nur ungenau nachbilden. Dies ist zum einen mit den materialbehafteten Ungenauigkeiten der Berechnungsformeln der Zusatzverluste und zum anderen mit den in den Kapiteln 4.4.1 und 8.2 erläuterten Abweichungen bei der Berechnung der Eisenverluste zu begründen.

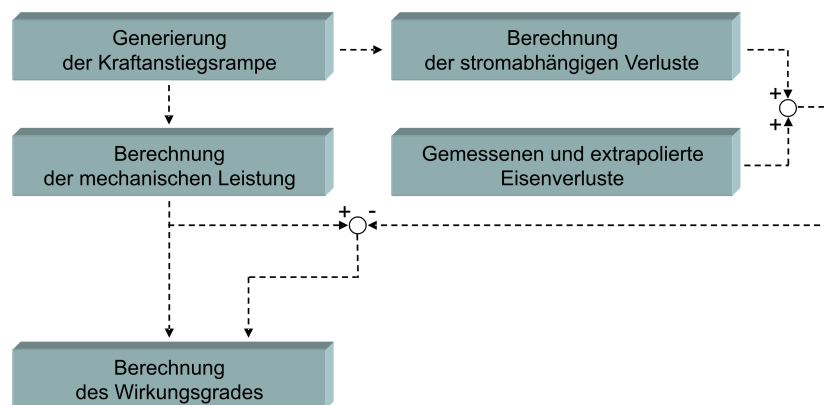


Abbildung 8.21 Struktur des messwertbasierten Maschinenmodells

Um die in Kapitel 8.5 geforderten Betriebspunkte zu bestimmen, ist der aus den Messungen hervorgehende, darstellbare Bereich des Wirkungsgrades in der Leistungs-

Frequenzebene aufgrund der Betriebsparameter der Prüfumgebung nicht ausreichend. Die nicht messbaren Betriebspunkte müssen durch ein Modell des Lineargenerators nachgebildet werden. Um die Genauigkeit des Lineargeneratorsmodells zu steigern, werden die berechneten Eisenverluste durch die gemessenen Eisenverluste ersetzt. Der Ansatz des resultierenden Modells ist in Abbildung 8.21 dargestellt. In Abbildung 8.22 ist für die Frequenzen 5 Hz und 20 Hz exemplarisch der Vergleich zwischen berechnetem und gemessenem Wirkungsgradverlauf aufgetragen. Durch die Modifizierung des Modells wird eine höhere Genauigkeit erreicht. Dies er-

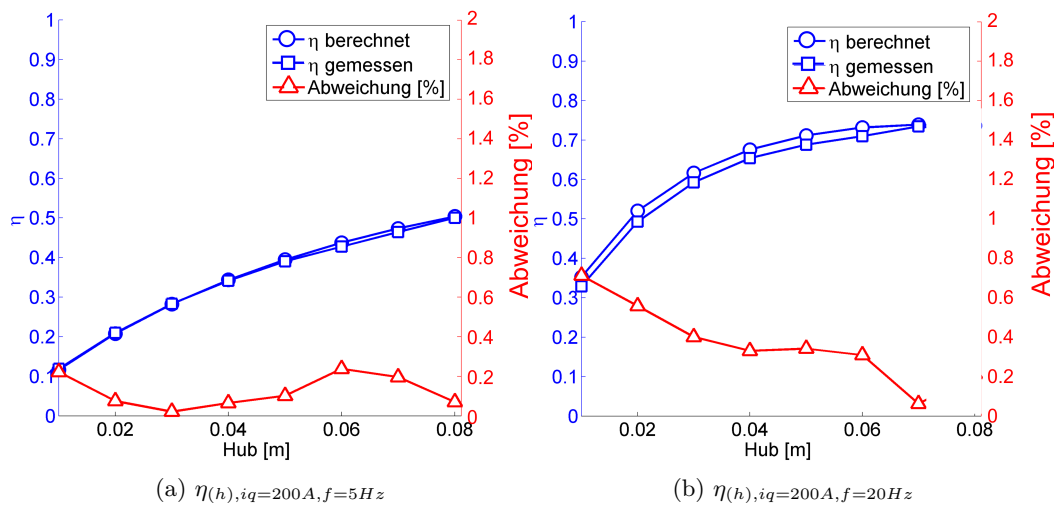


Abbildung 8.22 Vergleich des gemessenen mit dem analytisch berechneten Wirkungsgrad nach 8.21

möglicht eine Extrapolation des darstellbaren Datenbereichs in Abhängigkeit des Hubs, der Frequenz und des Stroms beziehungsweise der Leistung. Die vorhandenen Messpunkte der darzustellenden Wirkungsgradfläche werden durch die extrapolierten Werte ergänzt und ergeben einen besseren Überblick über das Verhalten des Wirkungsgrades des Lineargenerators. In den Abbildungen 8.23 und 8.24 ist der so gewonnene Verlauf des Wirkungsgrades dargestellt.

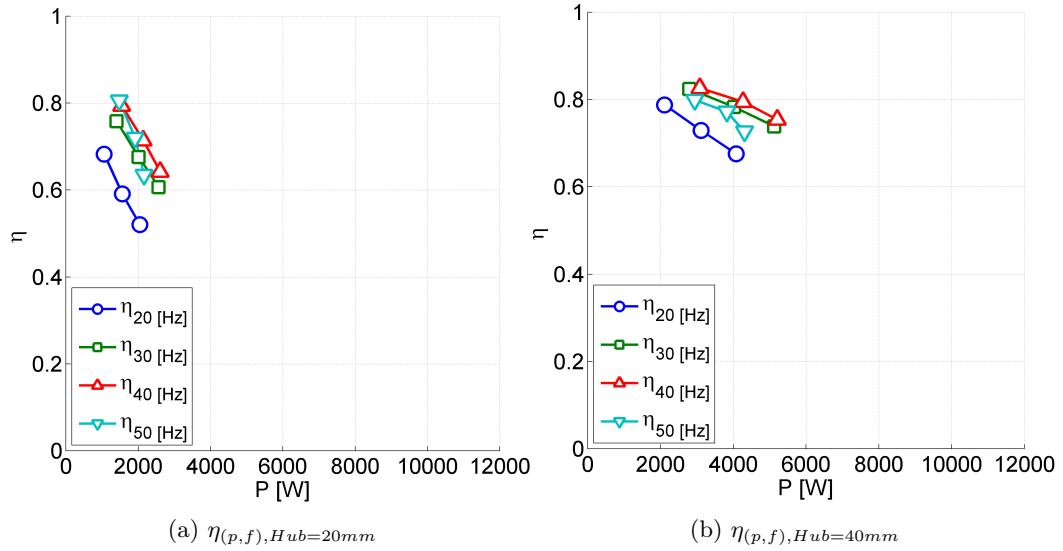


Abbildung 8.23 Wirkungsgrad für 20 mm und 40 mm Hub

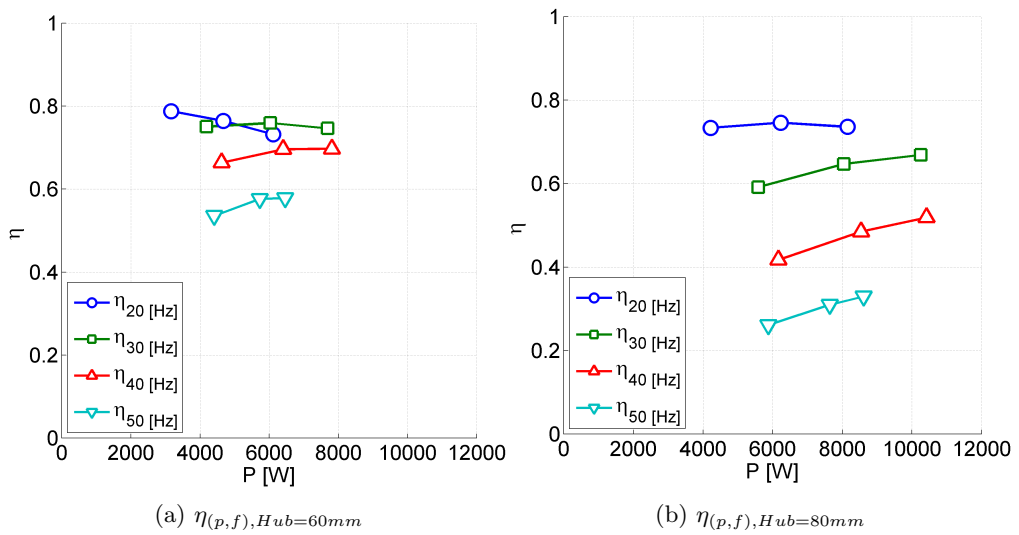


Abbildung 8.24 Wirkungsgrad für 60 mm und 80 mm Hub

Auswertung:

- ▷ Die reduzierte Zunahme des Wirkungsgrades bei Erhöhung der Frequenz, die ab einem bestimmten Hub in eine Stagnation und dann in einen Rückgang des Wirkungsgrades übergeht (s. Abbildung 8.24a), liegt an der frequenzabhängigen Zunahme der Eisenverluste. Der Verlustanteil der Eisenverluste wird durch den lineargeneratorspezifischen Einfluss des Hubs nach (8.17) für Hübe, die größer sind als die Läuferpolteilung, verstärkt und für Hübe, die kleiner sind als die Läuferpolteilung, vermindert.

$$f_{fe} \approx \frac{2Hub}{2\tau_{pm}} \cdot f_{mech} \quad (8.17)$$

- ▷ Um den Lineargeneratorenwirkungsgrad zu verbessern, muss der Einfluss der einzelnen Verlustkomponenten betrachtet werden. Die in [4] geforderten Randbedingungen Frequenz, Hub und die auszukoppelnde Leistung sind dabei einzuhalten. Aus Abbildung 8.25 geht bei einer Stromdichte von $7,6 \text{ A/mm}^2$ und einer Frequenz von $f_{mech} = 40 \text{ Hz}$ der Verlauf der Anteile der Kupfer- und Eisenverluste hervor. Es ist zu erkennen, dass im Bereich von Hüben kleiner 60

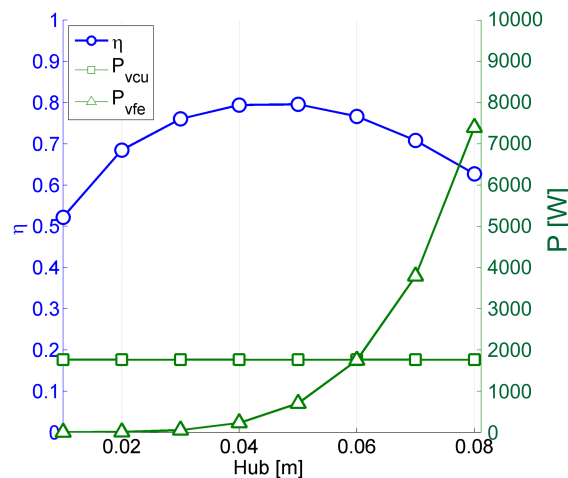


Abbildung 8.25 Verluste bei 40 Hz mechanischer Frequenz

mm der größere Verlustanteil von den Kupferverlusten verursacht wird. Oberhalb eines Hubs von 60 mm überwiegen die Eisenverluste. Um die Eisenverluste zu reduzieren sind folgende Optimierungsansätze denkbar:

1. Da die Eisenverluste nach den Gleichungen (4.57) und (4.61) von der mechanischen Frequenz abhängen, würde eine Reduzierung dieser Größe die Eisenverluste vermindern. Aufgrund der Anforderungen hinsichtlich der

Betriebsfrequenz aus [4] wird dieser Ansatz ausgeschlossen. Nach (8.17) kann alternativ zur Reduzierung der mechanischen Frequenz bei konstanter axialer Länge die Polpaarzahl verringert werden, was die im Eisen wirksame Frequenz reduziert.

2. Da die eisenverlusterzeugende Frequenz f_{fe} nach (4.57) neben der Abhängigkeit von der mechanischen Frequenz f_{mech} auch eine Abhängigkeit vom Betriebshub h aufzeigt, kann zu ihrer Reduzierung der Hub verringert werden. Eine Reduzierung des Hubs vermindert nach (8.18)

$$W_{mot} = F_{nutzm} \cdot Hub \quad (8.18)$$

die auskoppelbare Energie. Die in den Betriebspunkten auskoppelbare Energie (W_{mot}) ist aber nach Kapitel 8.5 festgelegt. Wird zur Reduzierung der Eisenverluste in einem Betriebspunkt der Hub reduziert, muss die Nutzkraft (F_{nutz}) erhöht werden, um die auskoppelbare Energie konstant zu halten. Da die Erhöhung der Nutzkraft durch die Erhöhung des Querstroms erfolgt, kommt es zu einer Zunahme der anfallenden Kupferverluste. Um den Lineargeneratorenwirkungsgrad zu optimieren, ist es notwendig, aus dem Vorteil der Eisenverlustreduzierung und dem Nachteil der Kupferverlustzunahme das Verlustleistungsminimum zu bestimmen.

3. Die im Läufer entstehenden Eisenverluste werden durch einen aus Trafoblechen realisierten Aufbau reduziert. Der Vorteil der einfachen und kostengünstigen Fertigung geht mit diesem Optimierungsschritt verloren.

Um die Kupferverluste zu reduzieren, kann der ohmsche Widerstand der Kupferwicklung reduziert werden. Die Reduzierung des Spulenwiderstandes kann durch eine Erhöhung des Leiterquerschnitts erfolgen, was bei konstanter Nutbreite zu einer tieferen Nut führt. Dabei ist zu beachten, dass der Vorteil des reduzierten Spulenwiderstandes nicht durch den Stromverdrängungseffekt egalisiert wird.

8.4

Prinzipbedingte Wirkungsgradreduktion

Im Verlauf der Messungen am Lineargenerator stellte sich heraus, dass der linear ausgeführte Generator gegenüber dem rotierenden Generator einen prinzipbedingten Nachteil beim Wirkungsgrad hat. Dieser reduzierte Wirkungsgrad tritt sowohl im generatorischen als auch im motorischen Betrieb auf.

Messung und Messbedingungen:

Zur Gewinnung der in Abbildung 8.26 dargestellten Daten wird der Lineargenerator im motorischen Betrieb bei einer Frequenz von 20 Hz, einem Hub von 50 mm und einer Stromdichte von $7,6 \text{ A/mm}^2$ ($i_q = 200 \text{ A}$) betrieben.

Auswertung:

Wie in Abbildung 8.26 dargestellt, resultiert der reduzierte Wirkungsgrad aus dem Verhalten des Lineargenerators an den Umkehrpunkten. Dort dreht sich die Bewegungsrichtung um. Da der Ist-Strom als energietragende Größe nicht unmittelbar dem Soll-Strom folgen kann, wechselt der sich im motorischen oder generatorischen Betrieb befindliche Lineargenerator in den jeweils anderen Betrieb, was zu einer Reduzierung des Wirkungsgrades führt. Wird bei ansonst unveränderten Parametern die Frequenz erhöht, wird aufgrund der konstanten Stromanstiegszeit der Anteil des Kolbenspiels, in dem eine Wirkungsgradreduzierung auftritt, immer gewichtiger. Um die Auswirkungen dieses Effekts zu eliminieren, kann das vorgegebene Stromprofil so verändert werden, dass im Bereich der Bewegungsrichtungsumkehr kein Strom fließt. Dies ist möglich, indem der Strom rechtzeitig abgeschaltet wird. Bei diesem Verfahren zur Eliminierung des oben beschriebenen Effekts kommt es durch das frühe Abschalten des Stroms ebenfalls zu einer Reduzierung des Wirkungsgrades im Vergleich zu einer rotierenden Maschine.

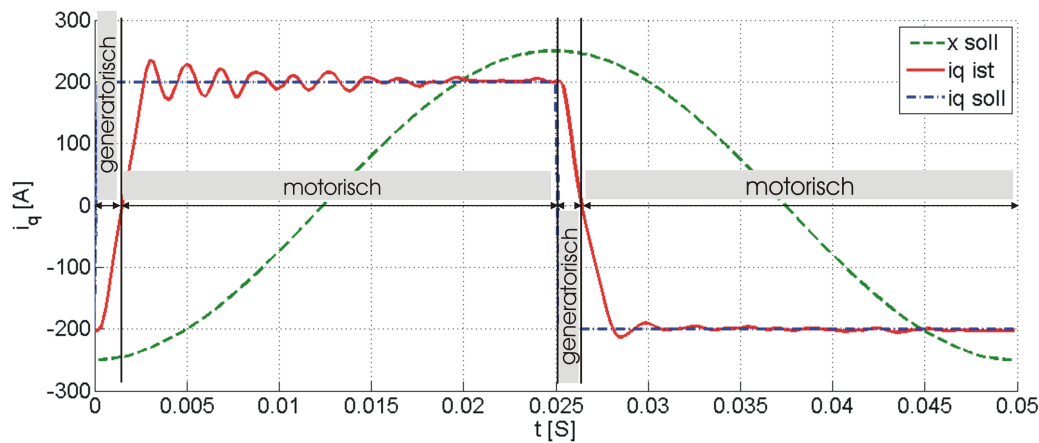


Abbildung 8.26 Prinzipbedingte Wirkungsgradreduktion

Aus diesen Erkenntnissen resultiert für die weitere Forschung am Lineargenerator eine Optimierung des Soll-Stromverlaufs.

8.5

Geforderte Betriebspunkte**Messung und Messbedingungen:**

Aus dem System, das dem Lineargenerator überlagert ist, werden nach [4] an den Lineargenerator die in Tabelle 8.2 aufgelisteten Betriebspunktanforderungen gestellt. Die Frequenz wird in allen Betriebspunkten (BP) mit 37,5 Hz als konstant

Betriebspunkt	Hub [%]	Mittlere geforderte Leistung [W]
1	100	15471
0,8	80	11933
0,6	60	6187
0,4	50	5322
0,2	30	1553
0	25	192

Tabelle 8.2 Die in [4] geforderten Betriebspunkte

angegeben. Der maximale Hub entspricht einer vom Läufer zurückgelegten Distanz von 78,7 mm. Der Lineargenerator kann in der Prüfumgebung mit einem Hub von 0 bis 80 mm (0 bis 70 mm bei 20 Hz), einer Frequenz von 0 bis 20 Hz und einem Querstrom i_q von 0 bis 350 A betrieben und getestet werden. Daraus resultiert, dass sich die geforderten Betriebspunkte nicht experimentell belegen lassen. Mit Hilfe des in Kapitel 8.3 hergeleiteten Lineargeneratorenmodells kann jeder geforderte Betriebspunkt auf Realisierbarkeit hin überprüft werden.

Darstellung:

In Tabelle 8.3 werden die vom Lineargenerator einstellbaren Betriebspunkte aufgelistet.

Betriebspunkt	Betriebspunkt erreichbar	Hub [%]	erreichte Leistung [W]	Wirkungsgrad [%]
1	Ja	100	15494	60
0,8	Ja	80	11938	69
0,6	Ja	60	6184	75
0,4	Ja	50	5329	76
0,2	Ja	30	1560	83
0	Ja	25	209	94

Tabelle 8.3 Erreichbare Betriebspunkte des Lineargenerators

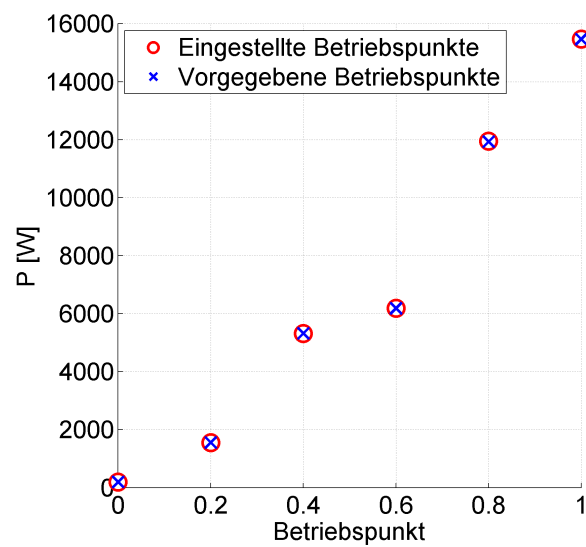
Auswertung:

Abbildung 8.27 Betriebspunkte

In Abbildung 8.27 sind die vorgegebenen und die errechneten, vom Lineargenerator einstellbaren, Betriebspunkte dargestellt. Daraus geht hervor, dass alle Betriebspunkte eingestellt werden können, die vom Lineargenerator gefordert werden.

8.6

Induzierte Spannung**Messung und Messbedingungen:**

Die induzierte Spannung wird phasenweise zwischen der Anschlussklemme einer Phase und dem Sternpunkt gemessen (s. Abbildung 8.28).

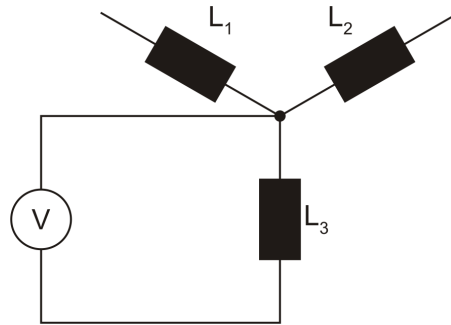


Abbildung 8.28 Schema zur Messung der induzierten Spannung

Während des Messvorgangs wird der Läufer mit einer nahezu konstanten Geschwindigkeit durch den stromlosen Stator bewegt (s. Abbildung 8.29).

Darstellung:

In Abbildung 8.29 sind die induzierte Spannung und der Ort über der Zeit dargestellt.

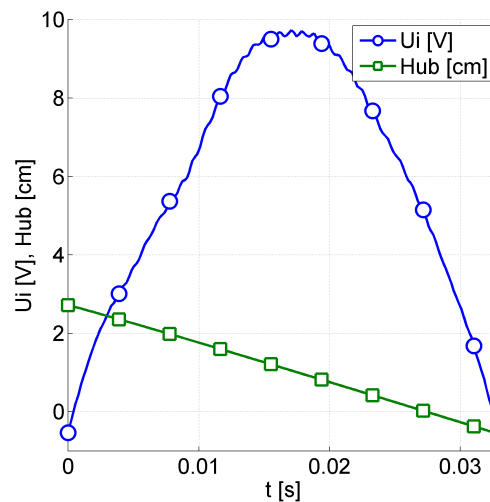


Abbildung 8.29 Messergebnis der induzierten Spannung

Auswertung:

Aus dem Vergleich der gemessenen und der in Kapitel 4.3.5 errechneten induzierten Spannung geht hervor, dass die gemessene induzierte Spannung um 25 Prozent kleiner ist als die errechnete induzierte Spannung. Der Argumentation in Kapitel 8.1.1 folgend resultiert diese verminderte induzierte Spannung aus einer geringeren als der vom Hersteller angegebenen Remanenzinduktion B_r der verwendeten Permanentmagnete. Die sich ergebende geringere Kraftentwicklung reduziert die zu erzielende auskoppelbare Energie. Daraus folgt ein kleinerer Wirkungsgrad als der, der durch den Einsatz von Permanentmagneten mit höherer Remanenzinduktion möglich wäre.

8.7

Thermisches Verhalten**Messung und Messbedingungen:**

Im Lineargenerator sind 15 Temperatursensoren integriert (s. Abbildung 8.30). Die Integration der Temperatursensoren ist so realisiert, dass die gewonnenen Messdaten sowohl zur Bestimmung der Temperaturverläufe im Lineargenerator als auch zur Bestimmung der auftretenden Wärmeübergänge und Wärmeleitfähigkeiten verwendet werden können. Die so gewonnenen Wärmeübergänge und Wärmeleitfähigkeiten finden in die Modellbildung in Kapitel 5.2 Eingang.

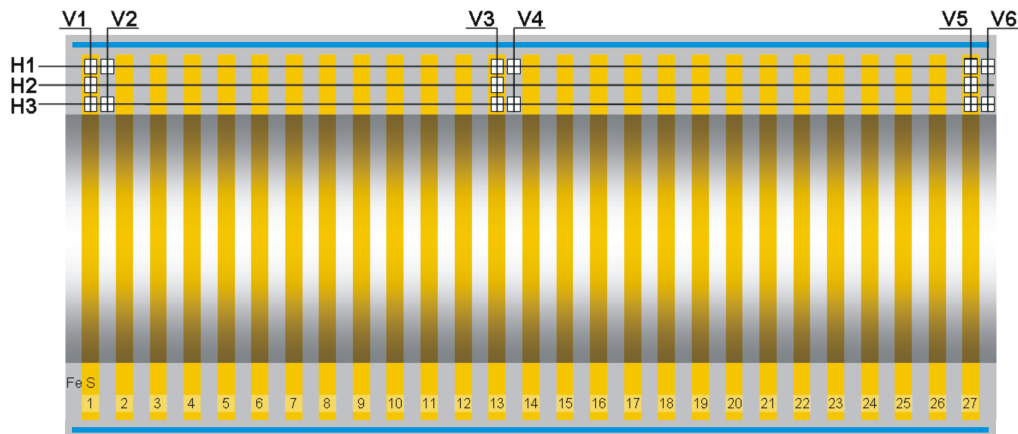


Abbildung 8.30 Schnitt durch den Lineargenerator mit Verortung der Temperatursensoren in den Koordinaten H_x / V_x

Darstellung:

Die Ebene, in der es aufgrund der schlechtesten Wärmeableitung zuerst zu thermisch verursachten Defekten im Lineargenerator kommen kann, ist die Ebene H3.

Der Verlauf der gemessenen Temperaturen an den Punkten V1/H3, V3/H3 und V5/H3 ist in Abbildung 8.31 dargestellt. Der dargestellte Verlauf wurde bei einer Frequenz von 20 Hz, einem Hub von 70 mm und einer Stromdichte von $7,6 \text{ A/mm}^2$ ($i_q = 200 \text{ A}$) gemessen. In Abbildung 8.32 sind die gemessenen Temperaturverläufe der Messstellen in Ebene V3 dargestellt.

Auswertung:

- ▷ An der Spule (Spule 13) im mittleren Teil des Lineargenerators wird die höchste Systemtemperatur gemessen. Dieser Sachverhalt hat seine Ursache in dem hier auftretenden Maximum der Summe aller Wärmeeinträge durch die umgebenden Spulen. Dieser Punkt höchster Systemtemperatur (Hotspot) muss zum Schutz des Lineargenerators vor thermischer Zerstörung überwacht werden.
- ▷ Die gemessenen Werte ergeben, dass sich der Lineargenerator bei einer Leistungsauskopplung von 7133 W und einer Kühlmitteltemperatur von $25 \text{ }^\circ\text{C}$ im Bereich der höchsten Temperatur (Hotspot) auf $61 \text{ }^\circ\text{C}$ erwärmt.

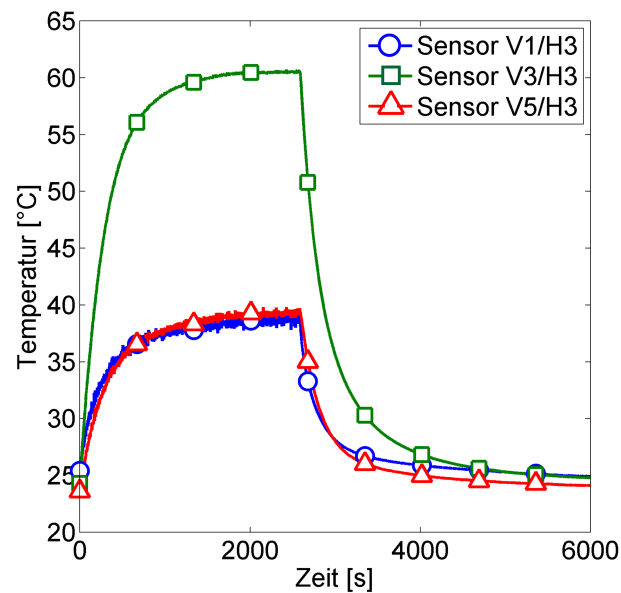


Abbildung 8.31 Temperaturverläufe in der Ebene H3

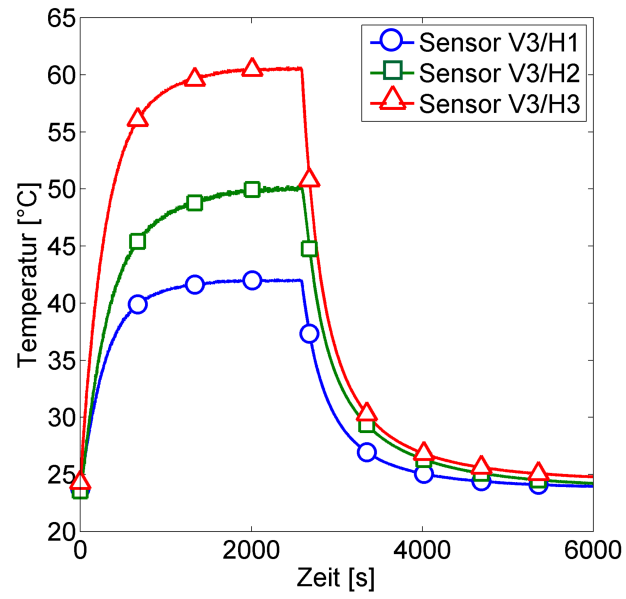


Abbildung 8.32 Temperaturverläufe in der Ebene V3

9

Zusammenfassung und Ausblick

Der Lineargenerator, der in dieser Arbeit beschrieben wird, ist in einem Freikolbenlineargenerator (FKLG) integriert und übernimmt dort die Aufgabe der Umwandlung von kinetischer in elektrische Energie. Bei einem FKLG handelt es sich um eine Energiewandlungseinheit, die aus chemischer Verbrennungsenergie mit hohem Wirkungsgrad in allen Lastpunkten elektrische Energie erzeugt. Da er adaptionsfähig an unterschiedliche Lastanforderungen ist, wurde das System in dieser Arbeit auf die Verwendung als Energiewandlungseinheit für den Traktionsantrieb in einem Personenkraftwagen konzipiert.

In der vorliegenden Arbeit wurden die Leistungsanforderungen für den zu entwickelnden Lineargenerator zum einen aus den Daten des neuen europäischen Fahrzyklus und zum anderen aus den Anforderungen, die sich nach [4] ergaben, ermittelt. Bei der Konzeption der Geometrie und der Materialien des Lineargenerators wurde von Anfang an Wert auf eine einfache, kostengünstige und weitgehend automatisierbare Fertigung gelegt.

Zur Unterstützung des Entwicklungsprozesses kam eine eigens zu diesem Zweck entwickelte, datenbankgestützte Berechnungssoftware zum Einsatz. Diese Software ermöglicht die Fernbedienung der Berechnungstools. Ferner ist der Austausch von Ergebnisdaten zur Verwendung in weiteren Berechnungstools möglich. Aufgrund der hinterlegten Datenbank ist eine eindeutige Zuordnung aller verwendeten Parametersätze, Modelle und Ergebnisse zu der durchgeführten Berechnung möglich. Um mit einem Modell möglichst viele geometrische Varianten zur Optimierung des Lineargenerators berechnen zu können, sind alle Modelle parametrisiert ausgeführt. Mittels einer Fourierreihenentwicklung des Strombelags und der Flussdichte der erregenden Permanentmagnete konnte nachgewiesen werden, dass der Lineargenerator sowohl ohne als auch mit geschrägt aufgebrauchten Magneten analytisch berechnet werden kann. Bei geschrägt aufgebrauchten Magneten ergab sich im exemplarisch berechneten Betriebspunkt bei einer Stromdichte von 10 A/mm^2 ein analytisch berechneter Kraftwert von 5894 N gegenüber einem numerisch berechneten Kraftwert

von 5988 N. Die daraus resultierende Abweichung beträgt 1,6 Prozent.

Durch umfangreiche numerische Berechnungen, in deren Verlauf die Variation der wichtigsten geometrischen Parameter automatisiert erfolgte, wurde der Lineargenerator aus Sicht des magnetischen Kreises auf eine möglichst hohe resultierende Axialkraft hin optimiert. Die numerische Berechnung des Lineargenerators erfolgte mit Hilfe der finite Elemente-Methode.

Zur Reduzierung der Rastkräfte sind mehrere Ansätze verfolgt worden. Aufgrund der besten Eigenschaften kamen die um eine Nutteilung geschrägt auf den Läufer aufgebrachten Magnete zum Einsatz. Dadurch konnten die Rastkräfte bei einem Verlust von 14,9 Prozent der Nutkraft um 94 Prozent reduziert werden.

Die errechneten Maschinenparameter wurden in eigens erstellte Simulationsmodelle eingespeist und auf die Funktionalität im umgebenden System bestehend aus Umrichter, Steuerverfahren und Regelung hin überprüft. Das Ergebnis, eine Abweichung im Soll-Ist-Wert-Vergleich der Geschwindigkeit von 0,9 Prozent, ließ den Schluss zu, dass der Lineargenerator in ein umgebendes System integriert werden kann. Unter Verwendung des implementierten Lineargeneratorenmodells kam es zur Entwicklung der eingesetzten Lineargeneratorenregelung.

Der Wirkungsgrad wurde zunächst basierend auf den numerischen Berechnungsergebnissen der Kraft und den analytisch berechneten Eisen-, Kupfer- und Zusatzverlusten berechnet. Aus dem Vergleich der berechneten mit den gemessenen Wirkungsgradwerten ergab sich eine starke Abweichung, diese liegt in den ungenau zu berechnenden Eisenverlusten begründet. Auch der Effekt des kurzen motorischen Betriebs im generatorischen Modus (s. Kapitel 8.4), wird in der analytischen Berechnung nicht abgebildet und führt zu einer Verfälschung der Berechnung. Dieser tritt an den Umkehrpunkten auf, an welchen sich die Bewegungsrichtung ändert, die Krafrichtung aber gleich bleibt. Durch eine Integration der stromanstiegszeitbasierten Effekte in das Lineargeneratorenmodell konnte die Genauigkeit deutlich gesteigert werden. Daraus resultiert die Möglichkeit, Wirkungsgrade in nicht messbaren Betriebspunkten zu berechnen. Aus diesem Modell lässt sich die Aussage ableiten, dass alle in [4] geforderten Betriebspunkte mit dem Lineargenerator erreichbar sind. Die in 2.1 geforderte Leistung von 25 kW wird mit einem Querstrom von 470 A, einer Frequenz von 37,5 Hz und einem Hub von 80 mm erreicht. In diesem Betriebspunkt kann der Lineargenerator nur kurzzeitig betrieben werden, da er nicht dauerhaft gekühlt werden kann.

Der Aufbau des Lineargenerators wurde am Institut in Eigenregie durchgeführt. Um den Aufbau zu verwirklichen, wurden Fertigungstechnologien entwickelt, erprobt und in ihren Eigenschaften verglichen.

Da am Markt keine die Spezifikationen erfüllende Prüfumgebung verfügbar war,

musste im Rahmen dieser Arbeit eine neuartige, auf einem Hydrauliksystem basierende Prüfumgebung entwickelt werden. Mit diesem System konnte bei einer Frequenz von 20 Hz mit einer Läufermasse von 10 kg ein Hub von 70 mm realisiert werden. Dabei konnte eine Leistung von 7133 W umgesetzt werden.

Aus den im Betrieb gemessenen Temperaturen konnten Wärmeübergänge, Temperaturleitfähigkeiten und thermische Kapazitäten bestimmt werden. Diese kamen in einem eigens dafür aufgebauten Simulationsmodell zum Einsatz. Aus dem Modell heraus wurden durch Variation die Parameter extrahiert, die auf die Kühlung des Lineargenerators die größten Auswirkungen haben. Dies ermöglichte es, Schlüsse zur Optimierung der Kühlung zu ziehen. Des Weiteren konnte mit dem thermischen Modell des Lineargenerators nachgewiesen werden, dass die Maschine bei einer maximalen Leistungsabgabe von 12470 W dauerhaft gekühlt werden kann.

Im Verlauf der Vermessung stellte sich bei der gemessenen induzierten Spannung und den gemessenen Kräften heraus, dass die zur Erregung eingesetzten Permanentmagnete nicht über die angegebene Remanenzinduktion verfügten. Daraus resultierte eine Korrektur der numerischen Berechnung der Axialkraft. Dabei wurde die in der numerischen Berechnung angenommene Remanenzinduktion um den Wert reduziert, der aus der verminderten induzierten Spannung abgeleitet werden konnte. Die um die schwächeren Magnete korrigierte, numerisch berechnete Axialkraft weicht im Mittel um 3,8 Prozent von der gemessenen Axialkraft ab.

Die im dynamischen Betrieb auftretende gemessene Kraft setzt sich aus Eisenverlust-, Reib-, Beschleunigungs- und Nutzkraftkomponente zusammen. Um die Nutzkraftkomponente zu bestimmen, mussten zuerst alle anderen Kraftkomponenten bestimmt werden. Da sich eine Bestimmung der Beschleunigungskraft als nicht möglich herausgestellt hat, konnte die dynamische Kraft immer nur als mittlere Kraft über ein Kolbenspiel angegeben werden.

Ausblickend lässt sich basierend auf den Ergebnissen dieser Arbeit sagen, dass der Wirkungsgrad des Lineargenerators noch gesteigert werden kann. Das erreichbare Wirkungsgradpotential des Lineargenerators lässt sich unter Berücksichtigung der in dieser Arbeit ermittelten Optimierungsmöglichkeiten und der Behebung der ermittelten Schwachstellen weiter steigern. Im Folgenden werden die Optimierungsmöglichkeiten dargestellt.

1. Reduzierung des Luftspaltes um die sich ergebende Nutzkraft und den daraus resultierenden Anstieg der auszukoppelnden mechanischen Leistung zu erhöhen.

2. Optimierung der Stromanstiegsprofils basierend auf Kapitel 8.4 über die Stranginduktivität und deren Abhängigkeit von der Windungszahl.
3. Reduzierung der Eisenverluste im Läufer durch die Verwendung eines geblechten Eisenrückschlusses.

Um eine Aussage über das zu erzielende Wirkungsgradpotential der Linearmaschine zu erhalten, wurde unter Berücksichtigung der genannten Optimierungsmöglichkeiten eine numerische Berechnung der zu erwartenden Kräfte durchgeführt. Zur Ermittlung des optimalen Stromanstiegs (im Lastfall 100 Prozent) wurde das Maschinenmodell aus Kapitel 8.3 dahingehend verändert, dass bei konstanter Leistung eine Variation der Windungszahl durchgeführt werden konnte. Aus dem Vergleich der resultierenden Wirkungsgrade war es möglich, auf eine optimale Windungszahl zu schließen.

Das in Kapitel 8.3 verwendete Modell zur Berechnung des Lineargeneratorenwirkungsgrades in verschiedenen Lastpunkten wurde um die errechneten Ergebnisse der optimalen Windungszahl, der erzielbaren Axialkraft und einer konventionellen Eisenverlustberechnung [22], die mit dem Faktor 2 multipliziert wird, ergänzt. Folgende von den bisher verwendeten Daten abweichenden Werte kamen zum Einsatz:

Parameter	Wert bisher	Wert zur Optimierung	Einheit
Windungszahl	5,75	5	
Luftspalt	1,2	0,75	mm
Läufer Material	<i>St37</i>	<i>M270 – 35A</i>	
Läufer Aufbau	massiv	geblecht	

Tabelle 9.1 Werte zur Abschätzung des Wirkungsgradpotenzials

In den Abbildungen 9.1 und 9.2 sind die an der realen Maschine gemessenen Wirkungsgrade und die unter Berücksichtigung der Optimierungsmöglichkeiten errechneten Wirkungsgrade dargestellt.

Um das ermittelte Steigerungspotenzial des Wirkungsgrades nutzen zu können, müssen in folgenden Bereichen weitere Forschungsanstrengungen unternommen werden.

▷ Kraftbildung

1. Reduzierung des Luftspaltes zur Steigerung der nutzbaren Axialkraft. Um auf diesem Gebiet Fortschritte erzielen zu können, muss es zu einer Verbesserung der Präzision der Lagerungstechnik kommen. So kann das Berühren des Stators durch den Läufer verhindert werden.

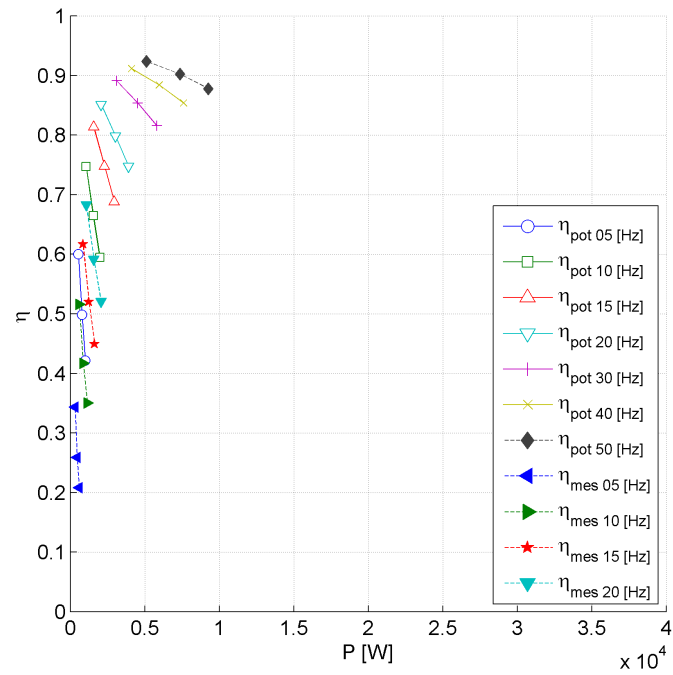


Abbildung 9.1 Gemessener (mess) und potentieller (pot) Wirkungsgrad bei 20 mm Hub

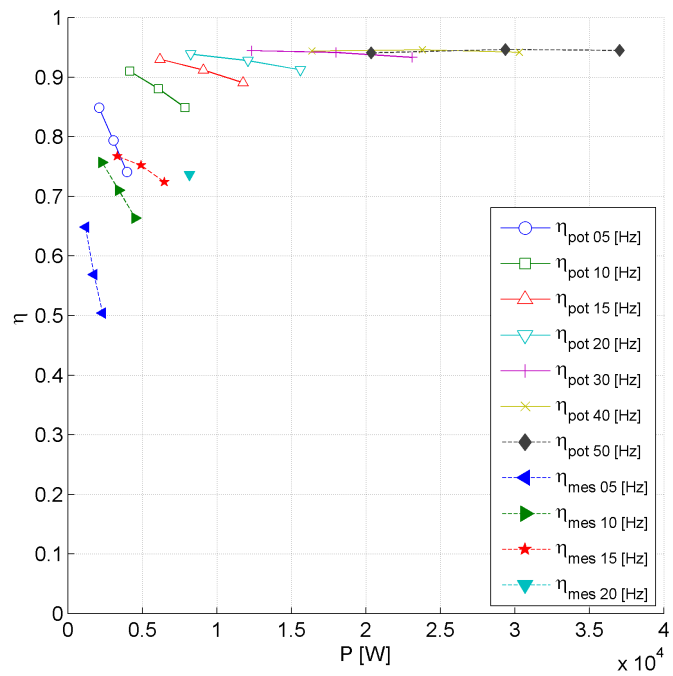


Abbildung 9.2 Gemessener (mess) und potentieller (pot) Wirkungsgrad bei 80 mm Hub

2. Zur Reduzierung der Läuferbandagendicke muss eine neue Technologie erforscht werden, die zur Verminderung des effektiven Luftspaltes und somit zur Steigerung der erzielbaren Axialkraft führt.
3. Bei der Auswahl von Permanentmagneten muss ein Verfahren zur Qualitätssicherung der gelieferten Magnete entwickelt werden, um die Selektion von Magneten mit geringer Remanenzinduktion sicherzustellen.

▷ Verlustreduzierung

1. Eine Optimierung der Stromanstiegszeit durch Variation der Windungszahl, welche zur Reduzierung der Verluste in den Umkehrpunkten führt, muss untersucht werden.
2. Die Regelung des Querstroms muss, basierend auf der ermittelten optimalen Stromanstiegszeit, hin zu einer größeren Effektivität des Lineargenerators entwickelt werden. Dies könnte durch ein spezielles Stromprofil erfolgen, welches die in Kapitel 8.4 erläuterten Effekte minimiert.
3. Verbesserungen im magnetischen Kreis durch die Verwendung eines geblechten Läufers reduzieren die Abhängigkeit des Wirkungsgrades von den auftretenden Eisenverlusten.

Um an der vorliegenden Prüfumgebung höhere Betriebsfrequenzen vermessen zu können, ist es notwendig, die Prüfumgebung regelungstechnisch zu optimieren und das Gewicht des Läufers zu reduzieren.

Die Erforschung und Entwicklung des Lineargenerators wird in unterschiedlichen Varianten, unter Berücksichtigung des Optimierungspotentials, am Deutschen Zentrum für Luft und Raumfahrt fortgeführt.

10

Anhang

10.1

Systemsimulation Maschine-Umrichter-Regelung

Modellaufbau Umrichter:

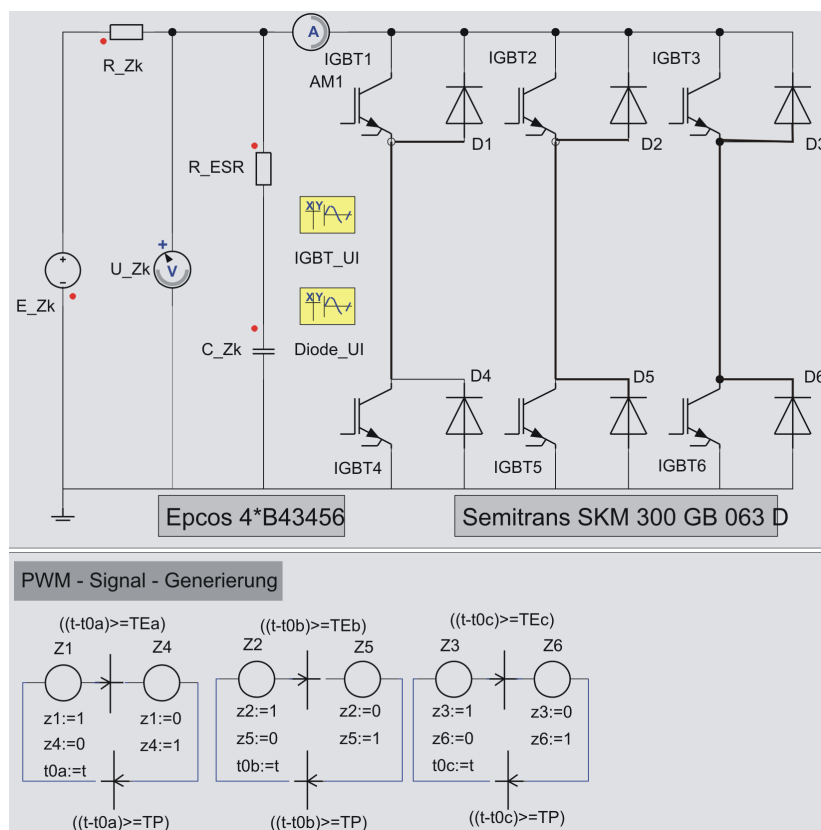


Abbildung 10.1 Simulationsmodell des Umrichters

Modellaufbau Regelung:

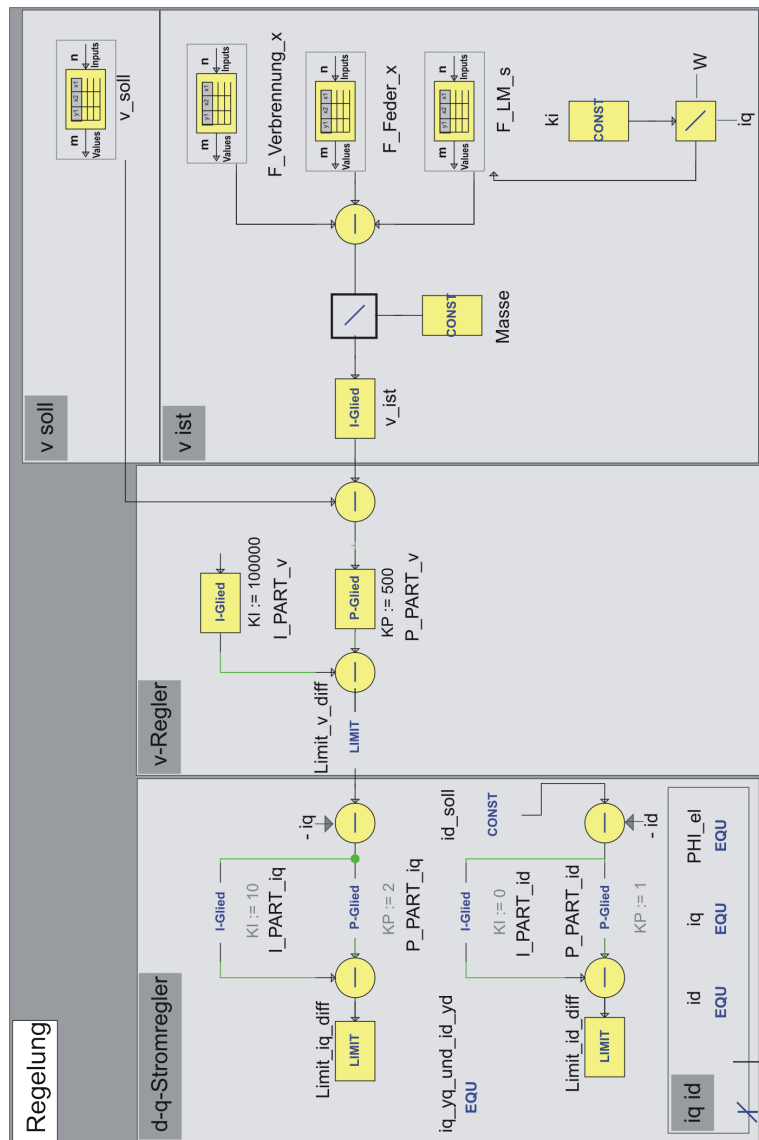


Abbildung 10.2 Simulationsmodell der Regelung

Modellaufbau Lineargenerator:

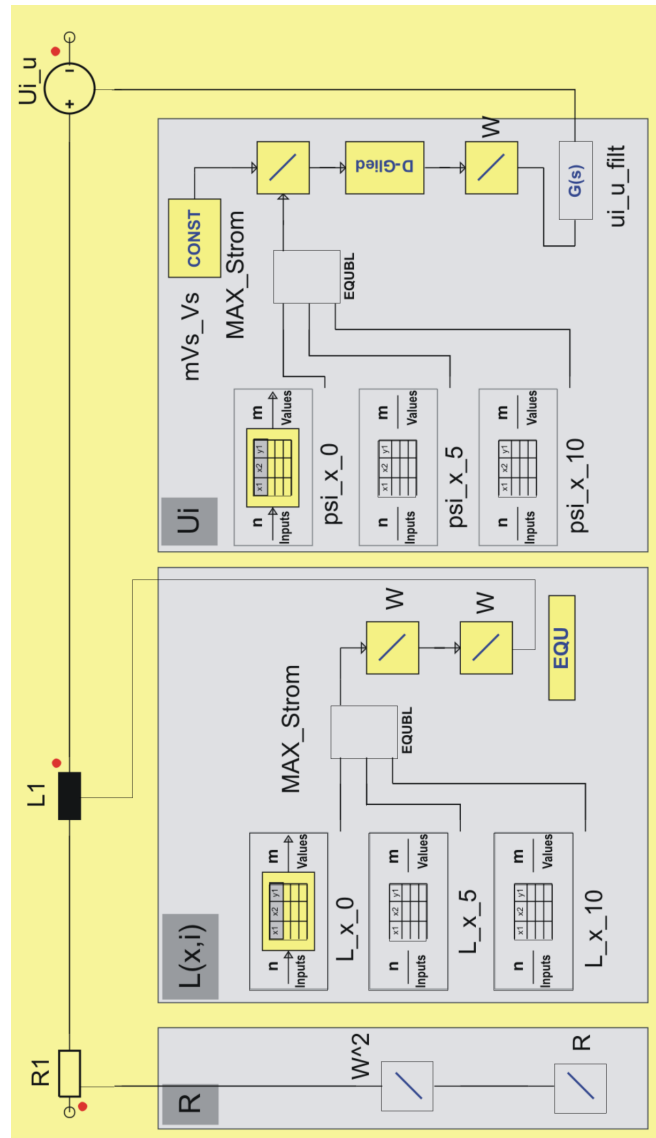


Abbildung 10.3 Simulationsmodell einer Phase des Lineargenerators

10.2

Daten thermisches Modell**Zahlenwerte Geometrie:**

▷ Allgemein

$$s = 5 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

▷ Kühlkanal

$$b_{kk} = 7,5 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

$$h_{kk} = 15 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

$$n_{kk} = 9$$

▷ Läufer

$$l_L = 0,18 \text{ m}$$

$$m_L = 10 \text{ kg}$$

$$r_{aL} = 96 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

Material- und Stoffkennwerte:

Quelle für Material- und Stoffwerte wenn nicht anders angegeben [37].

▷ Kupfer

$$c_{cu} = 390 \frac{\text{J}}{\text{kg K}}$$

$$\lambda_{cu} = 401 \frac{\text{W}}{\text{m K}}$$

$$\rho_{cu} = 8960 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$$

▷ Eisen Statorblechpaket

$$c_{fe} = 440 \frac{\text{J}}{\text{kg K}}$$

$$\lambda_{fe} = 17,298 \frac{\text{W}}{\text{m K}}$$

$$\rho_{fe} = 7870 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$$

▷ Eisen Läufer (St37)

$$c_{St37} = 430 \frac{\text{J}}{\text{kg K}}$$

$$\lambda_{St37} = 57 \frac{\text{W}}{\text{m K}}$$

$$\rho_{St37} = 7870 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$$

▷ Alu

$$c_{al} = 940 \frac{J}{kg \cdot K}$$

$$\lambda_{al} = 130 \frac{W}{m \cdot K}$$

$$\rho_{al} = 2850 \frac{kg}{m^3}$$

▷ Luft

Bei einem Druck $p = 1$ bar und einer Temperatur $T = 25^\circ C$

$$\nu_{lu} = 18,25 \cdot 10^{-6} \frac{m^2}{s}$$

▷ Wasser

Bei einem Druck $p = 1$ bar und einer Temperatur $T = 25^\circ C$

$$Pr = 6,135$$

$$\nu = 1,004 \cdot 10^{-6} \frac{m^2}{s}$$

$$\lambda_w = 0.6 \frac{W}{m \cdot K}$$

Literaturverzeichnis

- [1] ALLGEMEINER DEUTSCHER AUTOMOBIL-CLUB E.V.: *CO₂ Ausstoßverteilung*. ADAC Motorwelt 03, München, 2007
- [2] BRITISH PETROLEUM: *BP Statistical review of world energy, June 2008*. Forschungsbericht, BP p.l.c., London, 2008
- [3] R. PISCHINGER, G. TAUCHAR, G. KRASSING und T. SAMS: *Thermodynamik der Verbrennungskraftmaschine*. Springer-Verlag, 2. Auflage, Wien, New York, 2002
- [4] S.-E. POHL: *Der Freikolbenlineargenerator- Theoretische Betrachtung des Gesamtsystems und experimentelle Untersuchungen zum Teilsystem der Gasfeder*. Dissertation, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2007
- [5] S. HAAS: *Experimentelle und theoretische Untersuchungen homogener und teilhomogener Dieselmotorenverfahren*. Dissertation, Universität Stuttgart, 2007
- [6] J. SCHIEL: Instrumente zur Markteinführung von stationären Brennstoffzellen VDMA Arbeitsgemeinschaft Brennstoffzellen. In: *BMU Workshop Perspektiven der Brennstoffzelle*, Bundesministerium für Umwelt, Berlin, 2007
- [7] H. POLINDER, F. GARDNER und M. DAMEN: *Design, modelling and test results of the AWS PM linear generator*. Forschungsbericht, John Wiley and Sons LTD, Hoboken, 2005
- [8] N. BAKER: *Linear generators of direct drive marine renewable energy converters*. Dissertation, University of Durham, 2003
- [9] S. JUNG und H. CHOI: *Performance evaluation of permanent magnet linear generator for charging the battery of mobile apparatus*. Forschungsbericht, School of Electrical Engineering Seoul, National University Seoul, 2001
- [10] NASA: *Space radioisotope power systems*. Forschungsbericht, NASA, 2002

-
- [11] E. WECHNER und D. CARTER: *The free piston power pack: sustainable power for hybrid electric vehicles*. Forschungsbericht, Pempek Systems Pty. Ltd., Australien, 2003
- [12] P. VAN BLARIGAN: *Advanced internal combustion electrical generator*. Forschungsbericht, Sandia National Laboratories, 2001
- [13] P. VAN BLARIGAN, S. GOLDSBOROUGH, N. PARADISO und J. WU: *Homogeneous charge compression ignition free piston linear alternator*. Forschungsbericht, Sandia National Laboratories, 1998
- [14] J. HANSSON, F. CARLSSON, C. SADARANGANI und M. LEKSELL: *Operational strategies for a free piston energy converter*. Forschungsbericht, Royal Institute of Technology, Stockholm, 2005
- [15] E. MAX: Free piston energy converter. In: *EVS 21, Monaco*, 2005
- [16] W. ARSHAD : *A low-leakage linear transverse-flux machine for a free-piston generator*. Diplomarbeit, Royal Institut of Technology, Stockholm, 2003
- [17] W. ARSHAD und C. SADARANGANI : *Research on a tubular longitudinal flux pm linear generator used for free-piston energy converter*. Forschungsbericht, IEEE Transactions on Magnetics, 2007
- [18] F. CARLSSON, C. SADARANGANI und A. COSICY: *A novel concept of a transverse flux linear free-piston generator*. Forschungsbericht, Royal Institute of Technology, Stockholm, 2005
- [19] Y. AMARA, J. WANG und D. HOWE: *A linear permanent magnet generator for a free piston enery converter*. Forschungsbericht, International Electrical Machines and Drives Conference, San Antonio, 2005
- [20] OECD: *Reducing nox emissions on the road*. Forschungsbericht, European conference of ministers of transport, Dublin, 2006
- [21] K. MEYBERG und P. VACHENAUER: *Höhere Mathematik 2*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1991
- [22] B. PONICK, G. MÜLLER und K. VOGT: *Berechnung elektrischer Maschinen*. WILEY, Weinheim, 2008
- [23] L. CRAVERO: *Entwurf, Auslegung und Betriebsverhalten von dauermagneterregten bürstenlosen Motoren kleiner Leistung*. Dissertation, Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik, Technische Universität Ilmenau, 2005

- [24] H.-G. HERZOG: *Grundzüge der elektromechanischen Energiewandlung*. Skript, Fachgebiet Energiewandlungstechnik, Technische Universität München, 2006
- [25] V. BOSCH: *Grundlagen der Maschinenberechnung am Beispiel einer permanentmagnetisch erregten Synchronmaschine mit Luftspaltnagneten*. Skript, Institut für elektrische Maschinen und Antriebe, Universität Stuttgart, 1999
- [26] A. BEISSE und H. STÖLTING: *Elektrische Kleinmaschinen*. B.G. Teubner, Stuttgart, 1987
- [27] K. REUTLINGER: *Mechatroniksystem für Einzelspindelantriebe in Textilmaschinen*. Dissertation, Institut für elektrische Maschinen und Antriebe, Universität Stuttgart, 1997
- [28] G. MÜLLER und B. PONICK: *Grundlagen elektrischer Maschinen*. WILEY-VCH, Weinheim, 2006
- [29] W. SCHUISKY: *Berechnung elektrischer Maschinen*. Springer-Verlag, Wien, 1960
- [30] G. MÜLLER: *Theorie elektrischer Maschinen*. WILEY-VCH, Weinheim, 1995
- [31] P. BUDIG und G. MÜLLER: *Drehstromlinearmotoren*. VEB Verlag Technik, Berlin, 1978
- [32] R. HANITSCH und G. GRABER: *Elektrische Maschinen*. Berliner Union, Berlin, 1980
- [33] S. NASSAR und I. BOLDEA: *Linear electric actuators and generators*. Cambridge University Press, Cambridge, 1997
- [34] J. BERBER, H. KACHER und H. MEYER: *Formeln und Tabellen zur Physik*. Universitätsdruckerei H. Stürtz AG, Würzburg, 1985
- [35] R. RICHTER: *Elektrische Maschinen Bd.II : Synchronmaschinen und Einankerumformer*. Birkhäuser-Verlag, Basel, 1967
- [36] D. BAEHR und K. STEPHAN: *Wärme- und Stoffübertragung*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 1994
- [37] G. ALTINGER: *VDI-Wärmeatlas*. VDI-Verlag, 10. Auflage, Düsseldorf, 2006
- [38] G. GERLACH und W. DÖTZEL: *Einführung in die Mikrosystemtechnik*. Carl Hanser-Verlag, München, 2006

- [39] R. FISCHER: *Elektrische Maschinen*. Carl Hanser-Verlag, 13. Auflage, München, 2006
- [40] C. SATORIUS: *Modellbildung und Reglerentwurf für einen hochdynamischen servohydraulischen Lagestellzylinder*. Studienarbeit, Institut B für Mechanik, Universität Stuttgart, 1992
- [41] T. SCHRÖCK: *Entwurf einer Regelung für einen hochdynamischen hydraulischen Prüfstand mit anschließender Implementierung am realen System*. Studienarbeit, Institut für Verbrennungsmotoren und Kraftfahrwesen, Universität Stuttgart, 2005
- [42] M. RIEDEL: *Regelung einer hochdynamischen PM-Linearmaschine*. Studienarbeit, Institut für Verbrennungsmotoren und Kraftfahrwesen, Universität Stuttgart, 2006