

Bemessung und Vergleich von Linear-Boostern für den Einsatz bei elektrischen Bahnen

Dem Fachbereich 18
Elektrotechnik und Informationstechnik
der Technischen Universität Darmstadt
zur Erlangung der Würde
eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
vorgelegte Dissertation
von

Dipl.-Ing. Thomas Werle

Referent:

Prof. Dr.-Ing. habil. A. Binder (TU Darmstadt)

Korreferent:

Prof. Dr.-Ing. B. Nacke (Univ. Hannover)

Werle, Thomas:

Bemessung und Vergleich von Linear-Boostern für den Einsatz
bei elektrischen Bahnen / Thomas Werle.

Aachen : Shaker, 2003

(Berichte aus der Elektrotechnik)

Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2003

ISBN 3-8322-2087-9

Vorwort

Die vorliegende Arbeit wurde vom Fachbereich Elektrotechnik und Informationstechnik der Technischen Universität Darmstadt als Dissertation genehmigt. Sie entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektrische Energiewandlung.

Ich danke Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Andreas Binder, dem Leiter des Instituts für Elektrische Energiewandlung der Technischen Universität Darmstadt, für die gute Betreuung der Arbeit und die Übernahme des Referats. Herrn Prof. Dr.-Ing. Bernard Nacke, Leiter des Instituts für Elektrothermische Prozesstechnik der Universität Hannover, danke ich für das dieser Arbeit entgegengebrachte Interesse und die Übernahme des Korreferats.

Bei allen Kollegen und Mitarbeitern des Instituts bedanke ich mich für die freundliche und gute Zusammenarbeit in einem angenehmen Betriebsklima.

Weiterhin bedanke ich mich sehr herzlich bei meinen Eltern und Freunden, für den Rückhalt, den sie mir gegeben haben.

Kurzfassung

Am Institut für Elektrische Energiewandlung der Technischen Universität Darmstadt wurde in Zusammenarbeit mit der Deutschen Bahn AG untersucht, wie bei Schienenfahrzeugen bei schlechten Kraftschlussverhältnissen zwischen Rad und Schiene dennoch hohe Zugkräfte übertragen werden können. Die vorliegende Arbeit untersucht die Möglichkeit, mit Hilfe der Linearmotortechnik kraftschlussunabhängig Zugkräfte auf die Schiene zu übertragen und die Kraftschlussausnutzung konventioneller Traktionsantriebe von Lokomotiven zu verbessern. Die Arbeit untersucht Antriebe (sog. Zugkraftverstärker oder Booster), deren Primärteil zusätzlich zu den herkömmlichen Traktionsantrieben in die Drehgestelle von Schienenfahrzeugen eingebaut wird. Das Sekundärteil der Antriebe kann eine zusätzliche Reaktionsschiene im Gleis oder die Fahrschiene selbst sein. Unterschieden wird zwischen Drehstrom-Linear-Boostern, die sowohl Zugkräfte und Bremskräfte berührungslos übertragen, die zusätzlich, aufgrund des magnetischen Zuges, die Radaufstandskräfte erhöhen und Gleichstrom-Linear-Boostern (DC-Linear-Booster), die nur die Radaufstandskräfte vergrößern. Systembedingt erzeugen letztere bei Bewegung jedoch immer auch Bremskräfte. Alle untersuchten Varianten werden auf das Einhalten des Lichtraumprofils der Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung hin untersucht. Die Varianten, die die Fahrschiene als Reaktionsschiene benutzen, können, soweit die Signaltechnik nicht beeinflusst wird, auf dem gesamten Streckennetz der Deutschen Bahn AG eingesetzt werden. Wird eine zusätzliche Reaktionsschiene im Gleis verlegt, bleibt die Anwendung auf Sonderstrecken beschränkt. An Hand einer ausgewählten Strecke wird ein Vergleich zwischen verschiedenen Varianten von Linear-Boostern hinsichtlich Fahrzeitgewinn und beförderbarer Lasten gezogen. Weiter wird untersucht, wie der Gleichstrom-Linear-Booster zur Erhöhung der Seitenwindstabilität leichter, führender Endfahrzeuge eingesetzt werden kann. Alle Untersuchungen zu den einzelnen Varianten werden mit analytischen oder numerischen Modellen gestützt. Zuletzt werden Vergleichsmessungen von Linearmotoren an einem Laboraufbau durchgeführt.

Abstract

The Department of Electrical Energy Conversion at Darmstadt University of Technology has investigated solutions to provide high tractive efforts even when the adhesion coefficient is low. The German Railway DB AG has supported this work.

This thesis deals with the use of linear machines for this purpose. The primary of the so called booster is mounted in the bogie additionally to the conventional traction equipment. The secondary is either a separate reaction rail between the rails or one of the running rails itself. The thesis distinguishes between a linear induction motor, which produces tractive as well as braking efforts, and a booster fed with direct current, which increases the axle load due to the attractive magnetic force between the booster and the rail. This type of booster produces a braking effort whenever the vehicle is running. The effect of the clearance between booster and rail is investigated for all kinds of boosters, taking into account the rules laid down in the EBO (Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung; Rules for the design and the operation of Railways in Germany). In Germany, the booster can use the existing rail as

reactive part as long as the track circuits of the signalling equipment are not affected. Under special conditions it is possible to install a separate reactive part. The thesis shows for a given destination, that the different types of boosters can help to shorten the travelling time and to increase the transport capacity of the track. Also, it is investigated, whether the installation of the booster can increase the safety against a derailment of light leading trailers under the influence of side winds. All the investigations were performed using numerical and analytical models. Some results have also been verified by tests on a test bench.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung.....	1
1.1	Triebzugkonzepte	1
1.2	Linear-Antriebskonzepte bei elektrischen Bahnen	2
1.3	Linear-Antriebstechnik als Wirbelstrombremse und Booster	6
2	Kraftschlussbildung	9
2.1	Erdfestes und schienengeführtes Koordinatensystem	10
2.2	Physikalisch mögliche Kraftschlusslängskraft	11
2.3	Einflussfaktoren auf die maximal übertragbare Zugkraft	12
2.3.1	Radlast	12
2.3.2	Kraftschluss zwischen Rad und Schiene	13
2.4	Möglichkeiten zur Erhöhung der auf die Schiene übertragbaren Zugkräfte.....	14
2.4.1	Erhöhung der Radaufstandskraft	15
2.4.2	Erzeugung von kraftschlussunabhängigen Zugkräften.....	16
3	Linearantriebe.....	17
3.1	Arten von Linearmotoren	17
3.1.1	Gleichstromlinearmotor	17
3.1.2	Drehstromlinearmotor.....	17
3.1.2.1	Synchrone Linearmotoren.....	18
3.1.2.2	Asynchrone Linearmotoren.....	18
3.2	Wahl der Polteilung.....	20
3.3	Der Schlupf bei Asynchron-Linearmotoren	22
3.4	Grundlagen für die elektromagnetische Berechnung	24
4	Linear-Booster-Varianten im Rad-Schiene-System	27
4.1	Asynchron-Linear-Booster mit zusätzlichem vertikalen Sekundärteil im Gleis.....	27
4.1.1	Vergleich mit dem zulässigen Einbauraum nach der Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung.....	29
4.1.2	Realisierung auf Sonderstrecken mit Sonderfahrzeugen ohne Einhaltung des zulässigen Einbauraums nach der EBO.....	29
4.2	Linear-Booster mit zusätzlichem horizontalen Sekundärteil im Gleis.....	31

4.2.1 Vergleich mit dem zulässigen Einbauraum nach der Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung.....	32
4.2.2 Realisierung auf Sonderstrecken mit Sonderfahrzeugen ohne Einhaltung des zulässigen Einbauraums nach der EBO.....	32
4.3 Linear-Booster unter Verwendung der Fahrschiene als Reaktionsschiene	33
4.3.1 Befestigung des Primärteils am Drehgestellrahmen.....	36
4.3.2 Direkte Befestigung des Primärteils an den Radsatzlagern.....	39
4.4 Anforderungen an eine Hub-/Senkeinrichtung	40
4.5 Schienendurchbiegung	41
5 Auswahl der Linear-Booster-Varianten	45
5.1 Einsatz unterschiedlicher Sekundärteile.....	45
5.1.1 Vor- und Nachteile der normalen Fahrschiene als Sekundärteil	45
5.1.2 Vor- und Nachteile einer zusätzlichen Reaktionsschiene als Sekundärteil	46
5.2 Energieversorgung der Linear-Booster-Varianten	47
5.2.1 Eigener Umrichter für den Linear-Booster.....	51
5.2.2 Zusätzlicher Wechselrichter am Zwischenkreis	51
5.2.3 Gemeinsamer Wechselrichter für Linear-Booster und Traktionsmotor	51
5.2.4 Gleichstromsteller für den DC-Linear-Booster	51
6 Modell zur analytischen Berechnung asynchroner Linear-Booster	53
6.1 Das Modell	55
6.2 Die Durchflutungsverteilung im Primärteil.....	56
6.3 Die Bestimmungsgleichungen des magnetischen Feldes	62
6.4 Kraftberechnung.....	64
7 Asynchron-Linear-Booster mit der Fahrschiene als Sekundärteil	65
7.1 Wahl der Wicklung im Primärteil	65
7.2 Geometrische Daten des Asynchron-Linear-Boosters	68
7.3 Nutdurchflutung des Primärteils	69
7.4 Flussdichteverlauf im Luftspalt zwischen Primär- und Sekundärteil	70
7.5 Berechnete Kraftverläufe des Asynchron-Linear-Boosters.....	74
7.6 Verluste und Kühlung	77
7.6.1 Verluste.....	77

7.6.2	Hohlleiterkühlung und Erwärmungsberechnung	80
7.6.3	Kühlmittelstrom	84
8	Asynchron-Linear-Booster mit Reaktionsschiene im Gleis	85
8.1	Bauraum des Asynchron-Linear-Boosters mit Reaktionsschiene im Gleis	85
8.2	Festlegung der Geometrie der Reaktionsschiene	87
8.3	Auslegung des Asynchron-Linear-Boosters.....	88
8.3.1	Daten des Asynchron-Linear-Boosters	89
9	DC-Linear-Booster	95
9.1	Das Programm MEGA zum Lösen des DC-Problems	96
9.2	Das Finite Elemente Modell des DC-Linear-Boosters	97
9.3	Berechnete Kraftverläufe des DC-Linear-Boosters	99
9.3.1	DC-Linear-Booster zur Seitenwindstabilisierung	100
9.4	Fluss- und Stromdichteverteilung.....	103
9.5	Einfluss der seitlichen Verschiebung auf die Normalkraft	106
9.6	Analytische Kraftberechnung des DC-Linear-Boosters	108
9.7	Erwärmung und Kühlung des DC-Linear-Boosters	109
10	Berechnungen zur Wirtschaftlichkeit der Linear-Booster-Varianten	115
10.1	Betriebsparameter der „Geislinger-Steige“	115
10.2	Fahrwiderstände	116
10.2.1	Laufwiderstand.....	117
10.2.2	Bogenwiderstand.....	117
10.2.3	Neigungswiderstand	117
10.2.4	Beschleunigungswiderstand	117
10.3	Fahrzeitermittlung für die verschiedenen Linear-Booster-Varianten	117
10.4	Beförderte Lasten auf der „Geislinger-Steige“	119
10.5	Investitions- und Betriebskosten für die unterschiedlichen Varianten.....	123
10.5.1	Investitionskosten.....	124
10.5.2	Betriebskosten für Wartung und Personal.....	125
10.5.3	Gesamtkosten über die Nutzungsdauer	125

11 Messungen an den Linearmotoren	129
11.1 Beschreibung des Versuchsstandes	130
11.2 Kraftmessungen im Stillstand beim Synchron-Linearmotor	134
11.3 Stillstandsmessungen am Asynchron-Linearmotor	137
11.4 Vergleich von gemessener und berechneter Kraft im Stillstand des Asynchron- Linearmotors	140
12 Schlussbetrachtung.....	143
Anhang	145
A1 Das Biegebalkenmodell.....	145
A2 Verwendete Formeln und Ausdrücke.....	147
Verzeichnis der Formelzeichen	151
Literaturverzeichnis	155
Index.....	163
Lebenslauf	165

1 Einleitung

1.1 Triebzugkonzepte

Im **Rad-Schiene-System** benötigen schwere Züge große Zugkräfte, um akzeptable Beschleunigungen zu erreichen oder die Anhängelasten über lange, steile Rampen zu befördern. Unabhängig von der Masse des Zuges muss deshalb der Kraftschluss zwischen Rad und Schiene möglichst vollständig ausgenutzt werden, um die planmäßigen Fahrzeiten auch bei schlechter Witterung einhalten zu können. Unglücklicherweise zeigen jedoch alle experimentellen Untersuchungen, dass der ausnutzbare Kraftschluss mit der Fahrgeschwindigkeit und unter schlechten Witterungsbedingungen dramatisch abnimmt. Selbst bei dessen maximaler Ausnutzung durch moderne Regelverfahren kann die ausübende Zugkraft ungenügend sein [Bus93, Fre83]. Deshalb wurde z. B. der Triebzug ICE 3 für die Neubaustrecke Köln-Rhein/Main so konzipiert, dass 50 % der Radsätze angetrieben werden (Bild 1.1).



Bild 1.1: ICE 3 mit über den ganzen Zug verteilten angetriebenen Radsätzen [B1].

Nachteilig bei dieser Lösung sind im Vergleich zum Antriebskonzept mit nur vier angetriebenen Radsätzen mit größerer Einzelleistung die deutlich höheren Kosten und Fahrzeugmassen. Auch ist die erforderliche Mehrfach-Parallelschaltung der Fahrmotoren betrieblich und unterhaltungstechnisch problematisch. Außerdem ist eine derartige Lösung nur bei Triebzugkonzepten realisierbar und lässt sich auf lokomotivbespannte Züge nicht anwenden. Eine erheblich größere Beschleunigung durch zusätzliche Zug- oder Bremskräfte kann daher nur unter Umgehung des Rad-Schiene-Kontakts erreicht werden. Im Bremsbetrieb ist dies durch die Einführung der Linearen Wirbelstrombremse bei den Hochgeschwindigkeitszügen ICE-V und ICE 3 bereits in Anfängen realisiert [Krö85, Lö97, Saum98]. Gegenstand der vorliegenden Arbeit soll die **Vergrößerung der Zugkräfte** durch

den Einsatz der **Linearmotortechnik** und von **Gleichstrom-Aktuatoren** im Rad-Schiene-System sein. Die Linearmotoren sowie der Gleichstrom-Aktuator sollen die Ausnutzung des Kraftschlusses zwischen Rad und Schiene verbessern. Beide Möglichkeiten der Zugkrafteerhöhung werden unter dem Begriff **Booster** für das Rad-Schiene-System zusammengefasst.

1.2 Linear-Antriebskonzepte bei elektrischen Bahnen

Durch Drehstromlinearmaschinen im Drehgestell ist prinzipiell die Erzeugung zusätzlicher Brems- und Antriebskräfte bei allen Fahrgeschwindigkeiten unabhängig vom Rad-Schiene-Kraftschluss möglich. Es ist hierbei zwischen verschiedenen Linearmotortechniken zu unterscheiden. Zum einen zwischen synchroner und asynchroner Bauform, zum anderen zwischen Antrieben in Kurz- oder Langstatorbauweise. Bei Antrieben in **Langstatorbauweise** ist das Aktivteil bzw. das sogenannte Primärteil im Fahrweg angeordnet, das Sekundärteil befindet sich auf dem Fahrzeug. Eine typische Anwendung für dieses Prinzip, allerdings unter Umgehung des Rad-Schiene-Kontaktes, ist der TRANSRAPID (Bild 1.2). Der Stator bzw. das Primärteil des Synchronlinearmotors ist im Fahrweg installiert. Zusätzliche Trag- und Führungsmagnete halten das Fahrzeug in der Schwebe, so dass es sich berührungslos fortbewegt (elektromagnetisches Schweben) [Ra92].

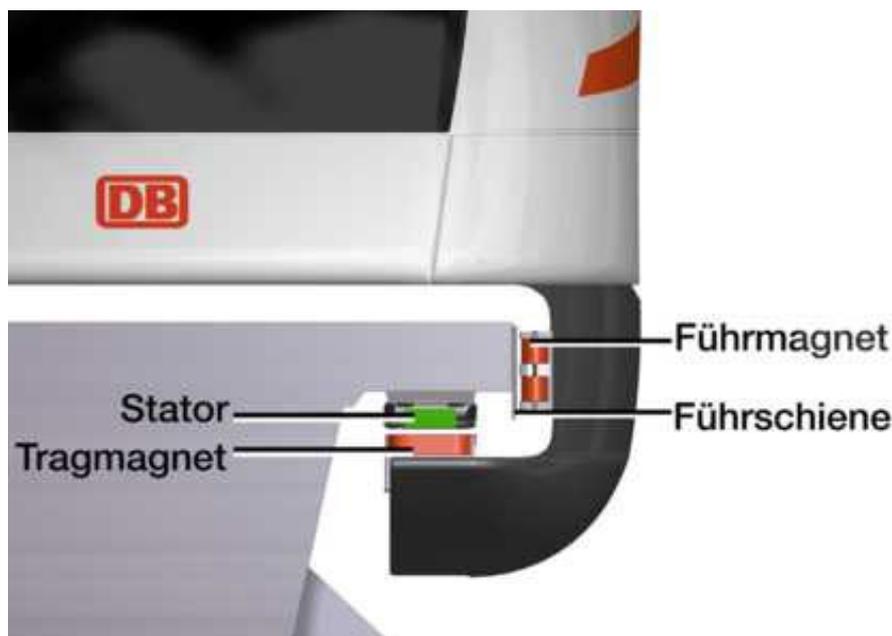


Bild 1.2: TRANSRAPID als typische Anwendung eines Synchron-Linearmotors in Langstatorausführung unter Vermeidung des Rad-Schiene-Kontaktes[TR02].

Tabelle 1.1: Antriebsdaten des TRANSRAPID 06 [PA81].

Gesamtlänge der Fahrzeugmagnete l	54 m	Breite der Fahrzeugmagnete b	232 mm
Luftspalt δ	10 mm	Fahrzeugmasse m	108 t
Schubkraft F_t	90 kN	Anzugskraft F_n	1060 kN

Bei Fahrzeugen mit Antrieben in **Kurzstatorbauweise** befindet sich der Stator bzw. das Primärteil auf dem Fahrzeug, das Sekundärteil befindet sich in der Fahrbahn, oder die Fahrbahn wird direkt als Sekundärteil genutzt. Da die Energieversorgung des Primärteils bei Kurzstatoranwendungen auf dem Fahrzeug mitzuführen ist, sind es vor allem Anwendungen mit kleinem Leistungsbedarf, die mit Kurzstator-Lineararmotoren ausgerüstet werden. Als Beispiel sind People-Mover-Anwendungen zu nennen, die aufgrund der niedrigen Geschwindigkeiten einen geringen Leistungsbedarf haben. Bild 1.3 zeigt als Beispiel eine Asynchron-Lineararmotor-Anwendung der Firma *Bombardier*, bei der der Antrieb in der Mitte des Drehgestells montiert ist. Das Sekundärteil ist in der Mitte des Fahrwegs verlegt. Es besteht aus einer massiven Aluminiumplatte, die auf einer Massiveisenplatte als Träger ruht. Die Wirbelstrombildung erfolgt überwiegend in der Aluminiumplatte und erzeugt die Schubkraft. Eingesetzt wird dieses Antriebssystem in *Vancouver / Kanada*, in *Kuala Lumpur Airport / Malaysia* und *J.F. Kennedy Airport New York / USA*. Die Daten des Antriebs sind in Tabelle 1.1 zusammengefasst [Vol02].



Bild 1.3: Asynchron-Lineararmotor im Drehgestell montiert. Die passive Reaktionsschiene ist in der Mitte des Gleises verlegt [Vol02].

Tabelle 1.2: Nenndaten des Asynchron-Lineararmotors für den People-Mover MKII.

Länge des Primärteils l	2230 mm	Breite des Primärteils b	670 mm
Luftspaltweite δ	10 mm	Masse des Primärteils m	640 kg
Schubkraft F_t	20 kN	Anzugskraft F_n	25 kN

Linearantriebe als Fahrzeugantriebe werden schon seit langem untersucht. 1979 wurde der TRANSRAPID 05 vorgestellt und Anfang der 80er-Jahre die Hochgeschwindigkeits-Teststrecke im *Emsland* gebaut [Dör02]. Zeitgleich wurde für die sogenannte Magnetbahn eine erste Teststrecke für Geschwindigkeiten bis 80 km/h für den normalen Personenbetrieb

in *Berlin* gebaut und 1989 in Betrieb genommen. Bei der Magnetbahn handelte es sich um ein People-Mover System in Synchron-Langstatorbauweise. Die Erregung erfolgte über Permanentmagnete im Fahrzeug. Die Streckenlänge betrug 1,6 km. Mit dem Fall der *Berliner Mauer* 1989 war die Infrastruktur für ein derartiges System nicht mehr gegeben, die Magnetbahn wurde demontiert und die Strecke wurde in das *Berliner* U-Bahnnetz eingebunden (Bild 1.4) [Ple90, Hei84].



Bild 1.4: MAGNETBAHN Berlin im Testbetrieb für einen Synchronlinearmotorantrieb in Langstatorbauweise [Hei84].

Auch im Ausland werden Magnetbahnlinien für den unteren Geschwindigkeitsbereich bis 80 km/h betrieben. Zwischen *Qingcheng* und *Dujiang* in *China* wurde 2001 eine 10 km lange Strecke in Betrieb genommen. Es handelt sich dabei ebenfalls um einen Synchronmotor in Langstatorbauweise, wobei die Erregung durch gleichstromerregte Erregerspulen erzeugt wird. Auch in *Birmingham* war zwischen 1984 und 1995 eine Anwendung mit Asynchron-Kurzstatormotor als Zubringer vom Bahnhof zum Flughafen in Betrieb. Für den Hochgeschwindigkeitsbereich befindet sich seit 1984 der TRANSRAPID TR06 auf der TRANSRAPID Versuchsanlage Emsland im Testbetrieb und ist zwischenzeitlich durch die neueste Generation TRANSRAPID TR08 ersetzt (Bild 1.5). Seit Anfang 2003 ist die 30 km lange Strecke *Shanghai Pudong* Flughafen nach *Long Yang Road Shanghai* in *China* in Betrieb.



Bild 1.5: TRANSRAPID 08 bestehend aus Mittelwagen und zwei Endwagen auf der Versuchsstrecke im Emsland [TR02].

Auch in Japan wird an Linearmotorantrieben für den Hochgeschwindigkeitsverkehr gearbeitet. Im Gegensatz zum elektromagnetischen Schweben wie beim TRANSRAPID verfolgt man in Japan das Prinzip des elektrodynamischen Schwebens auf der YAMANASHI Teststrecke zwischen *Sakaigawa* und *Akiyama* in der Nähe von *Tokio* (Bild 1.6). Die Fahrzeuge sind mit supraleitenden Magneten ausgestattet, die mit flüssigem Helium auf 4,2 K herabgekühlt werden. Entlang des Fahrweges sind zwei Arten von Spulen installiert. Eine Dreiphasenwicklung, wie beim TRANSRAPID, dient dem Antreiben des Fahrzeugs. Zusätzlich sind Kurzschlusspulen, die dem elektrodynamische Schweben (ab Geschwindigkeiten größer 100 km/h) dienen, an den Seiten des Fahrwegs installiert. Unterhalb der Abhebegeschwindigkeit von ca. 100 km/h fährt das Fahrzeug auf Gummirädern.



Bild 1.6: Fahrzeugbegegnung bei einer Differenzgeschwindigkeit von $\Delta v = 1000 \text{ km/h}$ auf der YAMANASHI Teststrecke in Japan [Shi02].

1.3 Linear-Antriebstechnik als Wirbelstrombremse und Booster

Gelingt es, die Linearmotortechnik mit den konventionellen Schienenfahrzeugantrieben zu kombinieren, ergeben sich Möglichkeiten, die Kraftschlussausnutzung zwischen Rad und Schiene zu verbessern und dadurch hohe Zugkräfte witterungsunabhängig auf die Schiene zu übertragen. Wie bereits erwähnt, ist diese Kombination aus Linearmotortechnik und herkömmlichem Antrieb bereits mit der Wirbelstrombremse des ICE 3 in Anfängen realisiert. Obwohl die Wirbelstrombremse keine antreibenden Kräfte, sondern nur Bremskräfte und Anzugskräfte in vertikaler Richtung produziert, die zur Erhöhung der Radaufstandskraft führen, kann sie als Kurzstatorvariante eines Linearaktors angesehen werden (Bild 1.7).

Tabelle 1.3: Daten der Wirbelstrombremse des ICE 3 [Lö97].

Länge l	1460 mm	Breite b	135 mm
Maximale Bremskraft pro Drehgestell $F_{b,\max}$	$2 \cdot 10,5 \text{ kN}$	Maximale Anzugskraft pro Drehgestell $F_{n,\max}$	$2 \cdot 25 \text{ kN}$

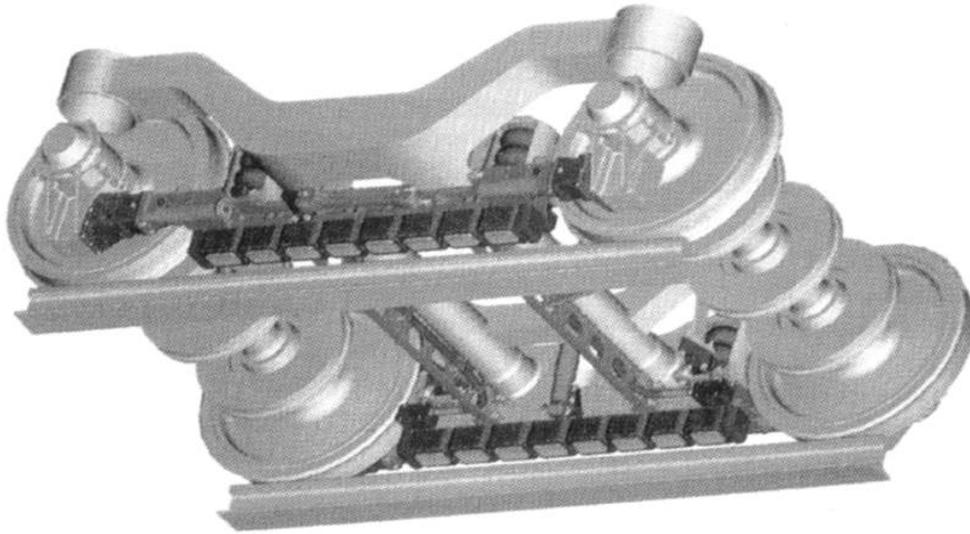


Bild 1.7: Wirbelstrombremse in einem Laufdrehgestell des ICE 3 montiert [Lö97].

Die in dieser Arbeit untersuchten Linearmotorvarianten werden wie die Wirbelstrombremse in das Drehgestell eines Schienenfahrzeugs eingebaut. Im Drehgestell einer Lokomotive (Bild 1.8) tragen sie zur Erhöhung der Radaufstandskraft und damit zur Verbesserung des Rad-Schiene-Kontakts bei. Bei Speisung mit variabler Frequenz arbeiten sie als **Drehstromlinearmotor in asynchroner Bauform** und übertragen kraftschlussunabhängig Zugkräfte auf die Schiene. Der ebenfalls in dieser Arbeit untersuchte Gleichstrom-Aktuator - im Drehgestell angeordnet - wirkt ähnlich wie die lineare Wirbelstrombremse [Hen85] und trägt ausschließlich zur Erhöhung der Radaufstandskraft und damit zu einer Erhöhung der übertragbaren Zugkräfte bei. Er kann das Gleis an die Radsätze „ziehen“ und so die Radaufstandskräfte erhöhen, aber auch die Seitenwindanfälligkeit leichter, führender Endfahrzeuge reduzieren, wobei durch entsprechende Polanordnung auftretende parasitäre Bremskräfte klein gehalten werden. Die Radaufstandskräfte können sich bei starken Winden und hohen Fahrgeschwindigkeiten so weit verringern, dass die Radführung verloren gehen kann. Zur Zeit wird z. B. auf Talbrücken die zulässige betriebliche Geschwindigkeit für gefährdete Züge herabgesetzt, um Entgleisungen zu vermeiden. Der von Linearmotoren erzeugte Anteil der Normalkraft kann hier zur Stabilisierung leichter, führender Endfahrzeuge eingesetzt werden, um den betrieblichen Nachteil der reduzierten Geschwindigkeit zu vermeiden. Die Linearantriebe müssen hierzu eine vertikale Normalkraft von $F = 22,5 \text{ kN}$ pro Drehgestell erzeugen, die innerhalb einer Reaktionszeit von $t = 30 \text{ ms}$ zur Verfügung stehen muss [Hau99, Hör01].



Bild 1.8: Baureihe 152 der DB AG als möglicher Versuchsträger für die Untersuchung von BOOSTER-Anwendungen im Rad-Schiene-System [B2].

Fazit

Die Linearmotortechnik als alleiniger Antrieb für Fahrzeuge wird seit einigen Jahren - nicht nur in Deutschland – vor allem für den Hochgeschwindigkeitsbereich unter Umgehung des Rad-Schiene-Kontakts untersucht.

Die vorliegende Arbeit untersucht die Möglichkeiten, die Linearantriebstechnik auch für konventionelle Rad-Schiene-Systeme einzusetzen, um zusätzliche Brems- und Antriebskräfte unabhängig vom Rad-Schiene-Kraftschluss zu ermöglichen bzw. Radaufstandskräfte bei Bedarf zu erhöhen. Die hier vorgestellten Boostersysteme sollen als Zusatzeinrichtungen in die Drehgestelle konventioneller Schienenfahrzeuge eingebaut werden. Sie sollen sowohl zur Seitenwindstabilisierung dienen als auch die übertragbaren Zugkräfte bei Lokomotiven erhöhen. Hierzu ist der Einbau der Boostersysteme direkt in die Drehgestelle der Lokomotiven vorzusehen. Als Beispiel ist eine Lokomotive der Baureihe 152 gezeigt (Bild 1.8). Boostersysteme, ähnlich den Wirbelstrombremsen beim ICE 3 (Bild 1.7), in die Drehgestelle der Lokomotive integriert, könnten die Kraftschluss-Ausnutzung der Schienenfahrzeuge verbessern und damit die für schwere Züge benötigten hohen Zugkräfte unabhängig von den Kraftschlussverhältnissen zwischen Rad und Schiene garantieren.

2 Kraftschlussbildung

Im Eisenbahnbetrieb interessiert vor allem die verfügbare Zugkraft einer Lokomotive in Abhängigkeit von der Fahrgeschwindigkeit. Im Zugkraft-Geschwindigkeits-Diagramm, kurz F - v -Diagramm, gibt die Zugkraftkennlinie an, welche Zugkraft F in Abhängigkeit der Geschwindigkeit v zur Verfügung steht. Bis zum Leistungspunkt der Lokomotive (Geschwindigkeit v_{typ}), in dem die maximale Leistung der Lokomotive erreicht wird, bleibt die theoretisch übertragbare Zugkraft konstant, die Leistung nimmt zu. Bei konstanter Leistung der Lokomotive nimmt die Zugkraft mit steigender Geschwindigkeit als Hyperbelfunktion nach Gl. 2.1 ab.

$$P = F \cdot v = \text{konst.} \Rightarrow F = \frac{\text{konst.}}{v} \quad (2.1)$$

Die Hyperbel ist nach oben von der maximal möglichen Anfahrzugkraft F_{max} und der maximal möglichen Haftreibungskraft begrenzt. Zu hohen Geschwindigkeiten hin wird die Hyperbel durch die zulässige Höchstgeschwindigkeit v_{max} der Lokomotive begrenzt [Ros88]. Diese Betrachtungsweise setzt voraus, dass zu keiner Zeit die Drehmomentkippgrenze des Fahrmotors erreicht wird, ab der die übertragbare Zugkraft proportional dem Quadrat der Geschwindigkeit zurück genommen werden muss (Gl. 2.2).

$$F \sim \frac{1}{v^2} \quad (2.2)$$

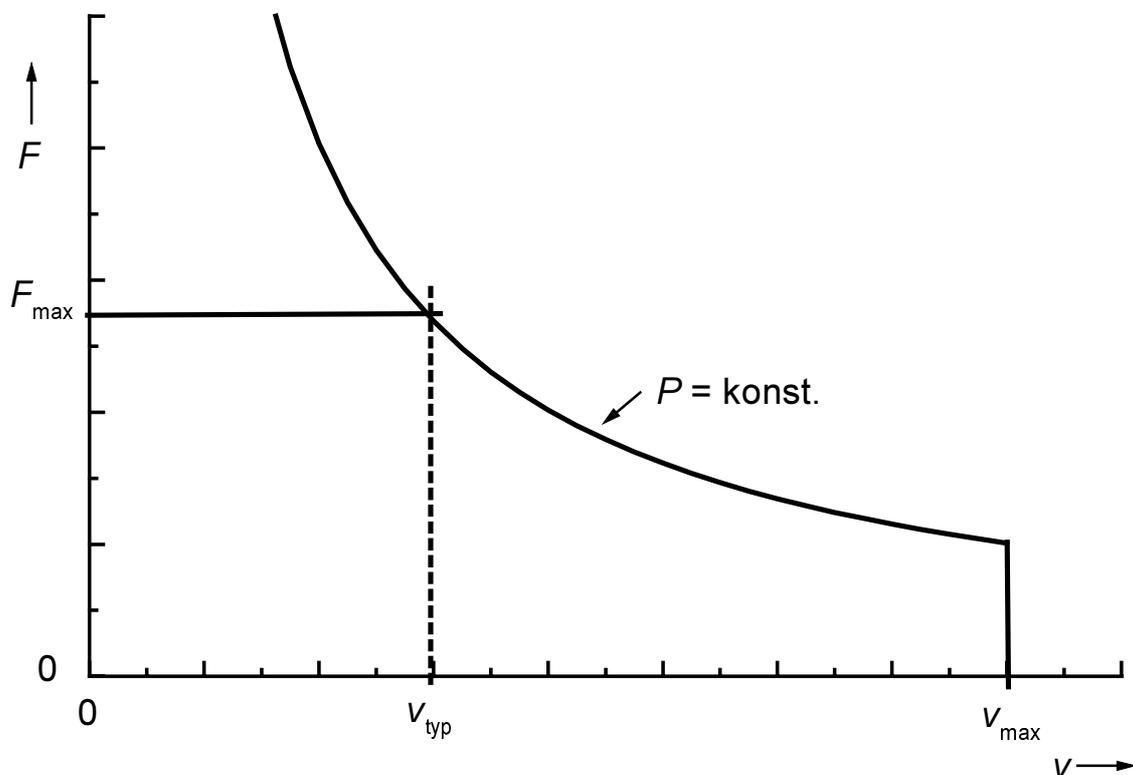


Bild 2.1: Zugkraft-Geschwindigkeits-Diagramm einer elektrischen Lokomotive. Dargestellt sind die Leistungshyperbel, die maximale Zugkraft und die Geschwindigkeit.

Die übertragbaren Zugkräfte am Zughaken hängen bei konventionellen Traktionsantrieben wesentlich von der Kraftschlussbildung zwischen Rad und Schiene ab. Bei der Kraftschlussbildung handelt es sich um einen sehr komplexen Vorgang, dem in der Vergangenheit zahlreiche wissenschaftliche Arbeiten gewidmet wurden (z. B.: [Kal67, Bau86, Schw92, Bus95]). Es soll hier ein kurzer Überblick gegeben werden. Zunächst wird das bei der Bahn verwendete Koordinatensystem erläutert.

2.1 Erdfestes und schienengeführtes Koordinatensystem

Im Bahnbetrieb müssen die Bewegungen des Fahrzeuges relativ zum Schienenstrang beschrieben werden. Da der Schienenstrang entlang des Streckenverlaufs ständig seine Richtung bezüglich eines **erdfesten Koordinatensystem** ändert, lassen sich Quer- und Längsbewegungen des Fahrzeugs in diesem Koordinatensystem nicht einer festen Raumachse zuordnen. Im Bahnbetrieb wird daher ein Koordinatensystem verwendet, das sich am Schienenstrang orientiert. Das verwendete Koordinatensystem ist in Bild 2.2 eingetragen. Die positive x -Richtung entspricht der Fahrtrichtung des Schienenfahrzeugs. Die y -Achse zeigt quer zur Fahrtrichtung (hier in die Blattebene hinein). Die Orientierung der z -Achse liegt damit nach der „Rechtsschraubenregel“ nach oben fest. Drehbewegungen um die y -Achse, die z.B. ein Entlasten des vorlaufenden Radsatzes und ein Belasten des nachlaufenden Radsatzes zur Folge haben, werden als „Nicken“ bezeichnet. Verdrehen des Drehgestelles quer zur Fahrtrichtung, d. h. Drehungen um die z -Achse werden als „Gieren“ bezeichnet, Kippbewegungen um die x -Achse als „Wanken“. Das am Schienenstrang orientierte Koordinatensystem wird in der Gleismitte mit dem Fahrzeug entlang des Schienenstrangs mitbewegt. Es wird daher auch als **schienengeführtes Koordinatensystem** bezeichnet. Mit der Kenntnis der Streckendaten lassen sich die Koordinaten bezüglich des erdfesten und des schienengeführten Koordinatensystems umrechnen [Gr01].

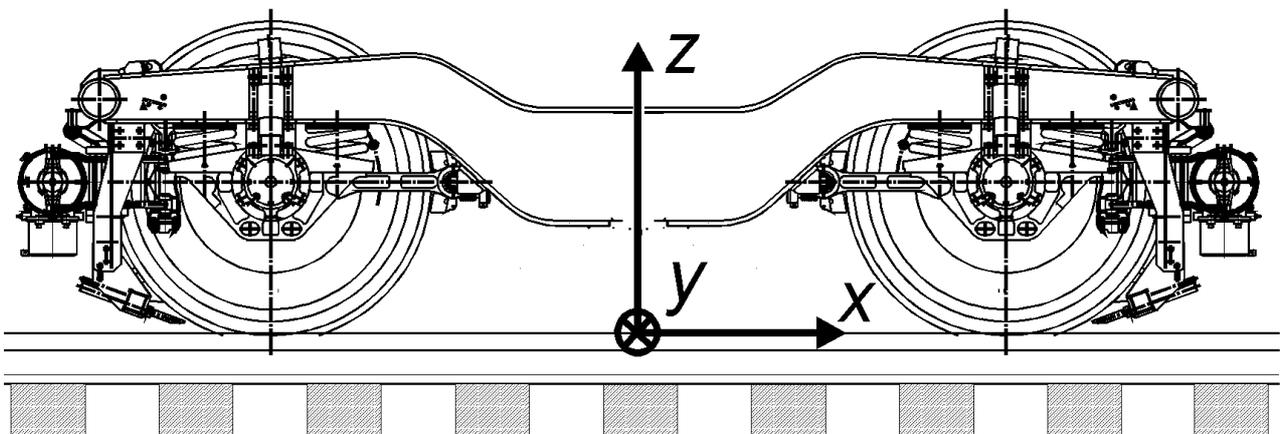


Bild 2.2: Mit dem Fahrzeug bewegtes schienengeführtes Koordinatensystem. Die x -Achse zeigt in Fahrtrichtung, die y -Achse zeigt quer zur Fahrtrichtung, die z -Achse nach oben (Drehgestellzeichnung; mit freundlicher Genehmigung der Fa. Siemens AG).

2.2 Physikalische mögliche Kraftschlusslängskraft

Die am Umfang eines Rades erzeugte Kraftschlusslängskraft $F_{x, Rad}$ hängt vom Längskraftschlussbeiwert f_x und der augenblicklichen Radlast Q_{Rad} im Radaufstandspunkt ab [Fre83].

$$F_{x, Rad} = Q_{Rad} \cdot f_x \quad (2.3)$$

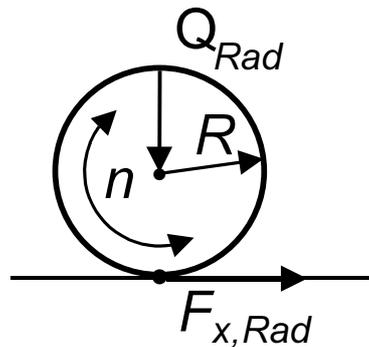


Bild 2.3: Kraftschlusslängskraft $F_{x, Rad}$ im Radaufstandspunkt eines Treibrades mit Radius R bei gegebenem Kraftschlussbeiwert f_x .

Zusätzlich treten auch Kräfte und Relativbewegungen quer zur Fahrtrichtung (y -Richtung) auf, für die ebenfalls ein Querkraftschlussbeiwert f_y definiert ist. Diese Querbewegung, die bei Bogenfahrten auftritt, verringert den Kraftschlussbeiwert in Längsrichtung, trägt aber nicht zu den nutzbaren Traktionskräften bei [Kal67]. Die Einflussfaktoren auf den Längskraftschlussbeiwert f_x werden unten beschrieben.

Eine Übertragung von Zug- und Bremskräften vom rollenden Rad auf die Schiene ist ohne Relativbewegung zwischen Rad und Schiene nicht möglich. Der Zusammenhang zwischen Längskraftschlussbeiwert f_x und Relativbewegung in Längsrichtung ist durch eine Kraftschlusskennlinie beschreibbar. Der Kraftschlussbeiwert kann dabei sowohl als Funktion der Differenzgeschwindigkeit Δv zwischen der Umfangsgeschwindigkeit v_U des Rades und der Fahrzeuggeschwindigkeit v als auch als Funktion des Längsschlupfes s_x aufgetragen werden (Gl. 2.4, 2.5). Bei einem exakt in Fahrtrichtung rollenden Rad berechnet sich die Differenzgeschwindigkeit Δv zwischen Radumfangsgeschwindigkeit v und Fahrzeuggeschwindigkeit v nach

$$\Delta v = 2 \cdot R \cdot \pi \cdot n - v = v_U - v. \quad (2.4)$$

Der Längsschlupf s_x ist definiert durch die Gleichung

$$s_x = \frac{\Delta v}{v} = \frac{v_U - v}{v}. \quad (2.5)$$

In [Bau86, Bus95, Schw92] wird f_x in Abhängigkeit der Differenzgeschwindigkeit angegeben (Bild 2.4). In Abhängigkeit der Differenzgeschwindigkeit oder des Schlupfes stellen sich unterschiedliche Kraftschlussbeiwerts-Funktionen ein. Dabei hängt das erreichbare Kraftschlussmaximum von den im Folgenden beschriebenen Faktoren ab.

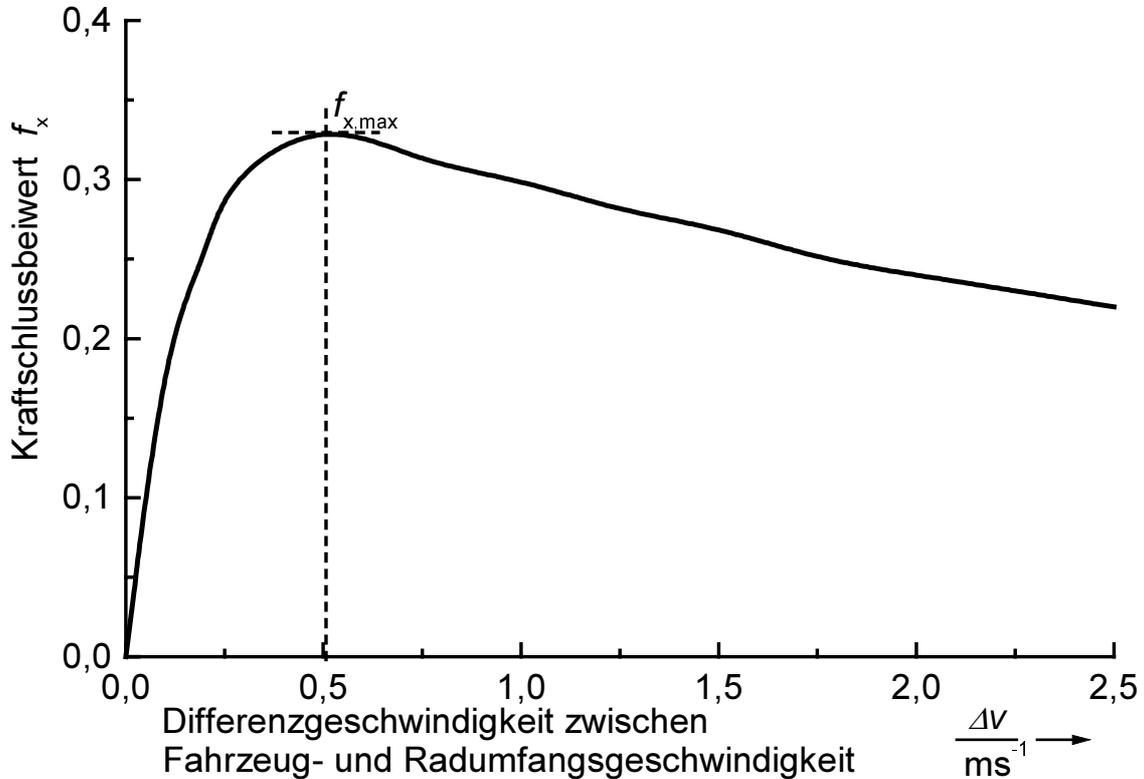


Bild 2.4: Typische Kraftschlusskennlinie bei trockener Schiene. Der Kraftschlussbeiwert f_x ist über der Differenzgeschwindigkeit zw. Fahrzeug- u. Radumfanggeschwindigkeit dargestellt [Bau86].

2.3 Einflussfaktoren auf die maximal übertragbare Zugkraft

2.3.1 Radlast

Die erreichbare Zugkraft ist nach Gl.2.3 direkt proportional zur Radaufstandskraft Q_{Rad} . Sie bleibt während der Fahrt nicht konstant, sondern schwankt aufgrund statischer und dynamischer Radsatzentlastungen. Dies führt an den 4 Radsätzen einer Lokomotive zu unterschiedlichen Radaufstandskräften. Bei einer Anfahrt werden ähnlich wie beim Automobil die vorderen Radsätze entlastet und die nachlaufenden Radsätze zusätzlich belastet [Gr01, Pfe00, Schw92]. Die Radaufstandskräfte zwischen vor- und nachlaufendem Radsatz differieren ohne besondere Gegenmaßnahmen (wie z. B. Zug-Druckstangenanlenkung der Zugkräfte) um ca. 25 %.

2.3.2 Kraftschluss zwischen Rad und Schiene

Der Verlauf der Kraftschlusskurve ist abhängig von [Bus93, Fre83]:

- Fremdschichten zwischen Rad und Schiene (Wasser, Öl, Laub, usw.)
- Oberflächenrauigkeit
- Temperatur

Bis heute werden die Messungen von *Curtius* und *Kniffler* [Cur50] zur Auslegung von Elektrolokomotiven verwendet. Danach streuen die maximal möglichen Kraftschlussbeiwerte abhängig vom Schienenzustand in einem Band von $0,1 < f_x < 0,4$. Für den im Mittel maximal erreichbaren Kraftschlussbeiwert geben *Curtius* und *Kniffler* die folgende Zahlenwertgleichung an:

$$f_{x \max} = \frac{7,5}{v + 44} + 0,161 \quad (v \text{ in km/h}) \quad (2.6)$$

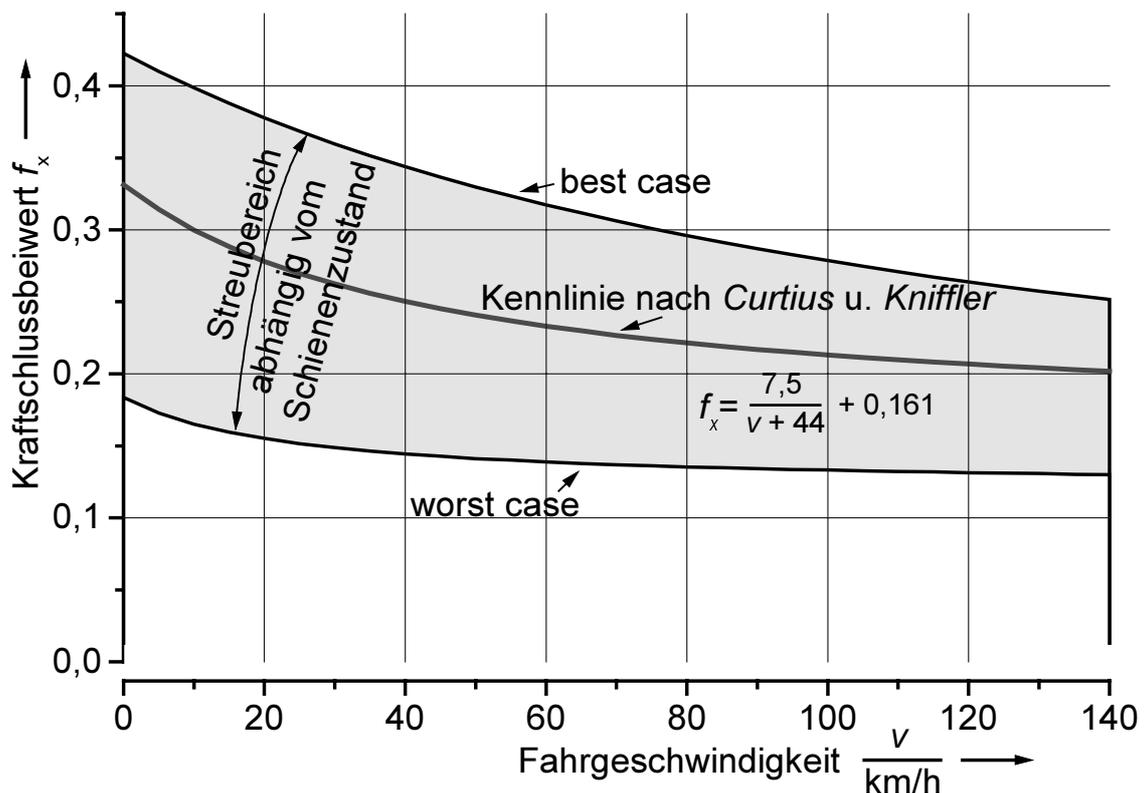


Bild 2.5: Maximal erreichbarer Längskraftschlussbeiwert in Abhängigkeit der Fahrgeschwindigkeit nach *Curtius* und *Kniffler* [Cur50].

Die von modernen Lokomotiven (z.B. BR 152) erreichte Anfahrzugkraft von $F = 300$ kN bei einer Lokomotivmasse von $m_{\text{Lok}} = 86$ t wird demnach bei einem Kraftschlussbeiwert f_x

$$f_x = \frac{300 \text{ kN}}{86 \text{ t} \cdot 9,81 \text{ m/s}^2} = 0,35 \quad (2.7)$$

erreicht, der sich im oberen Bereich des Streubereiches bewegt. Lässt der Schienenzustand diesen Beiwert nicht zu, kann die übertragbare Zugkraft nur durch zusätzliche Maßnahmen erhöht werden.

Die Grenzkurve im F - v -Diagramm der BR 152 (Bild 2.5) lässt sich, wie an Gl. 2.7 gezeigt, nur unter sehr guten Kraftschlussbedingungen erreichen. Bei einem reduzierten Kraftschluss ist nur noch eine geringere Zugkraftübertragung möglich. Gelingt es, den schraffierten Bereich unter schlechten Kraftschlussverhältnissen zurückzugewinnen, lässt sich die übertragbare Zugkraft dadurch erhöhen.

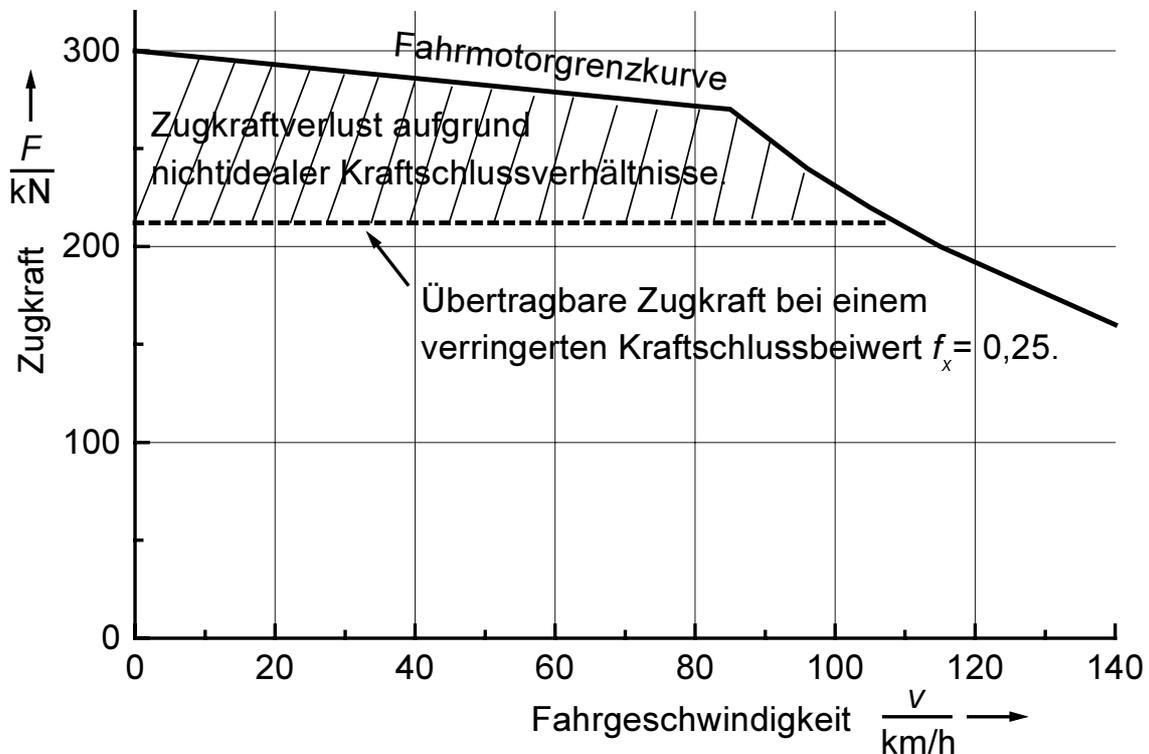


Bild 2.6: Zugkraft-Geschwindigkeits-Diagramm der Baureihe 152. Dargestellt sind die maximale Zugkraft sowie der Zugkraftverlust bei nicht idealen Kraftschlussverhältnissen.

2.4 Möglichkeiten zur Erhöhung der auf die Schiene übertragbaren Zugkräfte

Anhand von Gl. 2.3 wird deutlich, dass es bei konstant angenommenem Längskraftschlussbeiwert nur gelingt, die übertragbaren Zugkräfte zu erhöhen, wenn bei konstant angenommener Radlast die Anzahl der an der Zugkraftübertragung beteiligten Räder bzw. der Radsätze erhöht wird oder die Radlast Q_{Rad} pro Rad um einen Betrag ΔQ_{Rad} erhöht wird. Des Weiteren kann die Zugkraft durch Aufbringen eines zusätzlichen

kraftschlussunabhängigen Anteils der Zugkraft $F_{fx\text{-unabhängig}}$ erhöht werden. Die pro Rad übertragbare Zugkraft ergibt sich zu

$$F_{Rad} = (Q_{Rad} + \Delta Q_{Rad}) \cdot f_x + F_{fx\text{-unabhängig}} \quad (2.8)$$

Damit gilt für die Gesamtzugkraft F einer Lokomotive mit 4 Treibradsätzen (8 Rädern) bei Vernachlässigung von unterschiedlichen Radaufstandskräften aufgrund von Radentlastungen:

$$F = 8 \cdot F_{Rad} = 8 \cdot (Q_{Rad} + \Delta Q_{Rad}) \cdot f_x + 8 \cdot F_{fx\text{-unabhängig}} \quad (2.9)$$

Sind entsprechend mehr Treibradsätze - wie beim Antriebskonzept des ICE 3 verwirklicht - über den Zug verteilt, ist es möglich, hohe Zugkräfte schon bei schlechten Kraftschlusskoeffizienten f_x zu verwirklichen.

Tabelle 2.1: Vergleich der Kraftschlusskoeffizienten f_x , die für gleiche geforderte Zugkräfte für die BR 152 und den ICE 3 vorherrschen müssen.

	BR 152	ICE 3
Anzahl angetriebener Radsätze n	4	16
Masse pro Radsatz m	21,5 t	14,5 t
Geforderte Zugkraft F	300 kN	300 kN
Kraftschlussbeiwert $f_x = \frac{F}{n \cdot m \cdot g}$, bei der die geforderte Zugkraft erreicht wird	0,36	0,13

Um nach Tabelle 2.1 bei einem lokomotivbespannten Zugverband und einem Triebzug gleiche Zugkräfte zu übertragen, genügt beim Konzept mit verteilten Antrieben ein Kraftschlussbeiwert von $f_x = 0,13$. Für eine Lokomotive mit 4 Treibradsätzen muss der Kraftschlussbeiwert $f_x = 0,36$ betragen, oder die Zugkraft pro Rad muss durch Erhöhung der Radaufstandskraft und/oder Erzeugung zusätzlicher kraftschlussunabhängiger Anteile der Zugkraft erhöht werden (Gl. 2.8).

2.4.1 Erhöhung der Radaufstandskraft

Es ist für die Erhöhung der Radaufstandspunkte unerheblich, ob der zusätzliche Anteil der Radlast durch eine Erhöhung der Radsatzmassen der Lokomotive hervorgerufen wird oder ob die Kontaktkraft zwischen Rad und Schiene dadurch erhöht wird, dass die Schiene z. B. durch Magnetkräfte an die Räder herangezogen wird. Bezüglich der Oberbaubeanspruchung ist es vorteilhaft, die Kraft Q_{Rad} durch Anziehen der Schiene an das Rad zu erhöhen, da dadurch der Oberbau nicht durch zusätzliche Radsatzmassen beansprucht wird. Ein Magnet, zwischen den Radsätzen angeordnet (vgl. Bild 1.7), zieht die Schiene an das Schienenfahrzeug heran, wodurch sich die Kontaktkraft zwischen Rad und Schiene erhöht. Die sich dabei einstellende Durchbiegung der Schiene wird weiter unten untersucht.

2.4.2 Erzeugung von kraftschlussunabhängigen Zugkräften

Zur Erzeugung der in Gl. 2.8 beschriebenen zusätzlichen Kräfte $F_{\text{fx-unabhängig}}$ kann die Linearmotortechnik genutzt werden, die Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist. Durch das **Wirkprinzip des Linearmotors** kommt es sowohl zu einer anziehenden Kraft zwischen Linearmotor und dem vorzusehenden Rückschluss als auch abhängig vom Maschinentyp zu tangentialen **Schub- oder Bremskräften**. Es sind verschiedene Typen von Linearmotoren zu unterscheiden, die nachfolgend beschrieben werden. Für jede Variante ist zu prüfen, ob diese sich in das Streckenprofil des Netzes der Deutschen Bahn AG einpassen lässt. Nach Vorgabe der DB AG soll der Linearmotor im Drehgestell eines Triebfahrzeugs eingebaut werden. Das Sekundärteil ist in das bestehende Streckenprofil der DB AG einzupassen, oder die Fahrschiene ist direkt als Reaktionsschiene zu benutzen. Aufgrund des sehr weit ausgedehnten Streckennetzes der DB AG, z. Zt. 36.000 km (Stand 2002), werden nur Antriebsvarianten mit passivem Reaktionsteil untersucht, d. h. mit einem Reaktionsteil ohne zusätzliche Erregereinrichtung. Dies führt im ersten Schritt auf Linearmotoren asynchroner Bauform in Kurzstatorausführung, bei denen das Aktivteil des Antriebs kürzer als das Passivteil ausgeführt ist. Auch der Gleichstrom-Aktuator, der die Radaufstandskraft erhöhen soll ohne zusätzliche Schub- bzw. Bremskräfte zu erzeugen, wird in Kurzstatorbauweise ausgeführt.

Fazit

Die auf die Schiene übertragbaren Zugkräfte hängen nicht nur von der auf der Lokomotive installierten Leistung ab. Zugkräfte können nur dann übertragen werden, wenn die Umfangsgeschwindigkeit des Rades größer ist als die Fahrgeschwindigkeit; d. h. wenn es zu einem Schlupf zwischen Rad und Schiene kommt. Die maximal übertragbaren Zugkräfte hängen vom Kraftschluss zwischen Rad und Schiene ab. Der maximal mögliche Kraftschluss hängt nach *Curtius* und *Kniffler* von der Fahrzeuggeschwindigkeit und dem Schienenzustand ab. Der maximal übertragbaren Zugkraft sind dadurch Grenzen gesetzt. Durch Erhöhung der Radaufstandskräfte und durch kraftschlussunabhängige Tangentialkräfte können die übertragbaren Zugkräfte erhöht werden. Zur Erzeugung dieser zusätzlichen Kräfte kann die Linearmotortechnik eingesetzt werden. In die Drehgestelle von Schienenfahrzeugen eingebaut und mit der Fahrschiene als Sekundärteil oder einer zusätzlichen Reaktionsschiene im Gleis, können auf diese Art die Radaufstandskräfte erhöht werden und witterungsunabhängig Zugkräfte übertragen werden.

3 Linearantriebe

Bereits 1851 wurde in den USA ein Asynchronlinearmotor von *G. Page* patentiert. Interessant und im Rahmen der hier vorliegenden Arbeit erwähnenswert ist, dass dieser Linearantrieb bereits für den Einsatz in einer Lokomotive bestimmt war. Ziel war es, den Kurbelantrieb einer Lokomotive statt mit dampfgetriebenen Kolben mit einem Linearmotor anzutreiben [Bud76]. Weitere Patente folgten, die zunächst alle den Linearmotor als Antrieb für Schienenfahrzeuge vorsahen. 1902 wurde erstmals ein Doppelstatorlinearmotor mit in der Mitte liegendem Stahlsekundärteil für Schienenfahrzeuge zum Patent angemeldet [Bud76]. Zum Antrieb von Schienenfahrzeugen werden auch heute noch fast ausschließlich rotierende Maschinen eingesetzt, deren Bewegung durch das Rad-Schiene-System in translatorische Bewegungen umgewandelt wird. Der Linearmotor verspricht eine einfachere Gestaltung des Antriebssystems dadurch, dass die Anzahl der Energiewandlungsstufen reduziert wird, indem die translatorische Bewegung direkt durch den Linearmotor realisiert wird. Die Problematik der Zugkraftübertragung bei Hochgeschwindigkeitszügen führte dazu, dass ab 1950 zunehmend Aktivitäten in Richtung Einsetzbarkeit der Linearmotortechnik für den schnellen Schienenverkehr bemerkbar wurden. In Deutschland wurde die Entwicklung auf dem Gebiet der Linearmotortechnik ab 1969 von der Regierung gefördert. 1983 wurde die TRANSRAPID-Versuchsstrecke im Emsland gebaut, auf der seit 1984 Synchronlinearmotor-Fahrzeuge getestet werden.

3.1 Arten von Linearmotoren

Linearmotoren lassen sich von verschiedenen Motorarten ableiten, dem Gleichstrommotor, sowie dem Drehstrommotor, bei dem zwischen Synchronmotor und Asynchronmotor unterschieden wird [Gies73].

3.1.1 Gleichstromlinearmotor

Das einfachste Beispiel eines Gleichstromlinearmotors ist ein stromdurchflossener Leiter im Magnetfeld. Dieser Leiter erfährt eine *Lorentz*-Kraft, die im rechten Winkel zu der vom Stromrichtungsvektor und dem Magnetfeld aufgespannten Ebene liegt und diesen bei entsprechendem Stromfluss antreiben kann. Das Prinzip kann im Bereich der MHD-Wandler (**magnetohydrodynamisch**) Anwendung finden.

3.1.2 Drehstromlinearmotor

Abhängig von der Länge von Primär- und Sekundärteil unterscheidet man zwischen Langstator- und Kurzstatorvariante. Bei der Langstatorvariante ist der Stator (Primärteil) länger als das Sekundärteil. Im Fall des Kurzstators fällt die Länge des Primärteils kürzer als die des Sekundärteils aus (Bild 3.1). Weiter wird unterschieden zwischen synchroner und asynchroner Bauweise der Motoren. In asynchroner Bauweise kann das Sekundärteil

aus einem massiven, leitfähigen Rückschluss bestehen, wohingegen beim Synchronlinearmotor das Sekundärteil die Erregerwicklung trägt oder die Erregung durch Permanentmagnete sichergestellt wird.

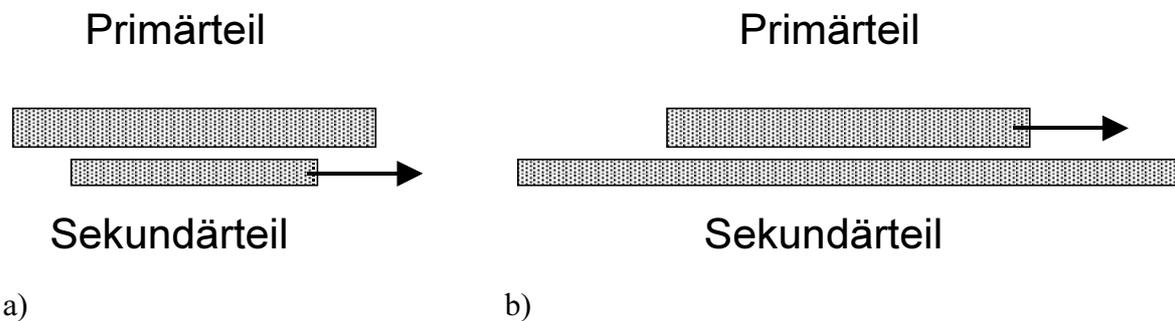


Bild 3.1: Linearmotorbauweisen: a) Langstatormotor mit bewegtem Sekundärteil; b) Kurzstatormotor mit bewegtem Primärteil.

Der Vorteil der Linearmotoren gegenüber Adhäsionsantrieben liegt darin, dass die erzeugten Schubkräfte berührungslos auf das Sekundärteil übertragen werden. Der Antrieb ist damit für eine witterungsunabhängige, d. h. kraftschlussunabhängige Schubkraftübertragung ideal geeignet. Bei den im Hochgeschwindigkeitsbereich eingesetzten Varianten, wie der Synchronlinearmotorvariante beim TRANSRAPID, besteht damit die Möglichkeit, den Antrieb berührungslos zu führen und zu bewegen.

3.1.2.1 Synchronlinearmotoren

Bei Synchronlinearmotoren trägt das in 3.1 beschriebene Sekundärteil eine Erregerwicklung bzw. die Erregung wird durch Permanentmagnete sichergestellt. Es sind jedoch auch Sekundärteile ausgeführt, die das Reluktanzprinzip ausnutzen. Das Primärteil besitzt in allen Fällen eine herkömmliche Drehstrom-Wicklung. Da Linearmotoren keine rotierenden Bewegungen ausführen, wird diese Wicklung nicht als Drehfeldwicklung, sondern als **Wanderfeldwicklung** bezeichnet. Beim Reluktanzmotor ist das Sekundärteil innerhalb einer Polteilung nur zum Teil mit Eisen gefüllt. Aufgrund der unterschiedlichen magnetischen Leitwerte zwischen Primär- und Sekundärteil in Polmitte und Polücke wird das Sekundärteil versuchen, dem vom Primärteil erzeugten Feld synchron zu folgen. Neben dem Reluktanzmotor sind, wie bei der rotierenden Maschine, ebenfalls noch heteropolare und homopolare Synchronmotoren ausgeführt [Bud76]. Die Funktionsweise ist identisch mit der rotierender Synchronmaschinen.

3.1.2.2 Asynchronlinearmotoren

Bei Asynchronlinearmotoren trägt das Primärteil ebenfalls eine Wanderfeldwicklung. Das Sekundärteil besteht z. B. aus einem massiven leitfähigen Material (Kupfer, Aluminium, Stahl). Im Gegensatz zur Drehfeldmaschine muss beim Wanderfeldmotor das Feld an der in den Primärteil eintretenden Kante von Null aus aufgebaut werden. An der in Bewegungsrichtung hinteren Kante muss das Feld wieder auf Null abgebaut werden.

Maßgebend hierfür ist bei Asynchron-Linearmotoren die Sekundärzeitkonstante T_r [Gies73].

$$T_r = L_{r\sigma} / R_r \quad (3.1)$$

Ist die Sekundärteilstreuinduktivität $L_{r\sigma}$ groß, so klingt das Feld außerhalb des Primärteils nur langsam ab. Umgekehrt verringert ein schlecht leitendes Sekundärteil (R_r groß) die Zeitkonstante T_r , wodurch das Feld außerhalb des Primärteils entsprechend der Zeitkonstante schneller abgebaut wird. Durch die Spulenanordnung der Wanderfeldwicklung und dadurch, dass das Feld erst aufgebaut werden muss, werden die einzelnen Spulen des Primärteils unterschiedlich durchflutet. Spulen am Anfang der Maschine erfahren eine geringere Durchflutung als Spulen in Maschinenmitte. Die induzierte Spannung der einzelnen Spulen fällt dadurch unterschiedlich aus. Bei Parallelschaltung der Spulen würde dies auch zu unterschiedlicher Aufteilung der Spulenströme und unter Umständen zu erheblicher thermischer Belastung einzelner Spulen führen. Aus diesem Grund wird die Reihenschaltung der Spulen bevorzugt. Dennoch kann es zu Unsymmetrien der drei Stränge kommen, da der Strang, dem die erste Spule in Bewegungsrichtung angehört, eine etwas höhere Stromaufnahme zeigt. Untersuchungen hierzu haben gezeigt, dass die Unterschiede in den Strangströmen bei Reihenschaltung nur bei wenigen Prozenten liegen, während sie bei Parallelschaltung um den Faktor 2 unterschiedlich sein können [Gu71].

Einen weiteren Einfluss auf die Feldverzerrung hat die Geschwindigkeit des bewegten Linearantriebs. So ist der Feldaufbau bzw. Feldabbau nach ca. drei Zeitkonstanten $3 T_r$ beendet. Abhängig von der Geschwindigkeit, vom Schlupf s und der Synchrongeschwindigkeit v_{syn} (Definition siehe Kapitel 3.3) legt der Antrieb in dieser Zeit jedoch eine Wegstrecke Δl zurück.

$$\Delta l = 3 \cdot T_r \cdot (1 - s) \cdot v_{syn} \quad (3.2)$$

Im Stillstand für Schlupf $s = 1$ kommt es damit zu keiner Feldverzerrung, während bei $s = 0$ die maximale Feldverzerrung auftritt.

Alternativ kann das Sekundärteil auch durch einen linearen Käfig (z. B. Kupfer-Käfig), der in einem Eisenrückschluss eingebettet wird, ausgeführt werden. Die Sekundärströme werden damit rechtwinklig zur Bewegungsrichtung geführt und erzeugen somit maximale Schubkraft. Die hohe Leitfähigkeit des Käfigs – entkoppelt von der hohen magnetischen Leitfähigkeit des Rückschlusses – gestattet einen gegenüber massiven Sekundärteilen deutlich höheren Wirkungsgrad.

3.2 Wahl der Polteilung

Wie in zahlreichen Literaturstellen beschrieben [An99, Bud78, Gu71, Hü71], lässt sich das Primärteil eines Drehstromlinearmotors als abgerollter Ständer einer rotierenden Drehstrommaschine entstanden denken.

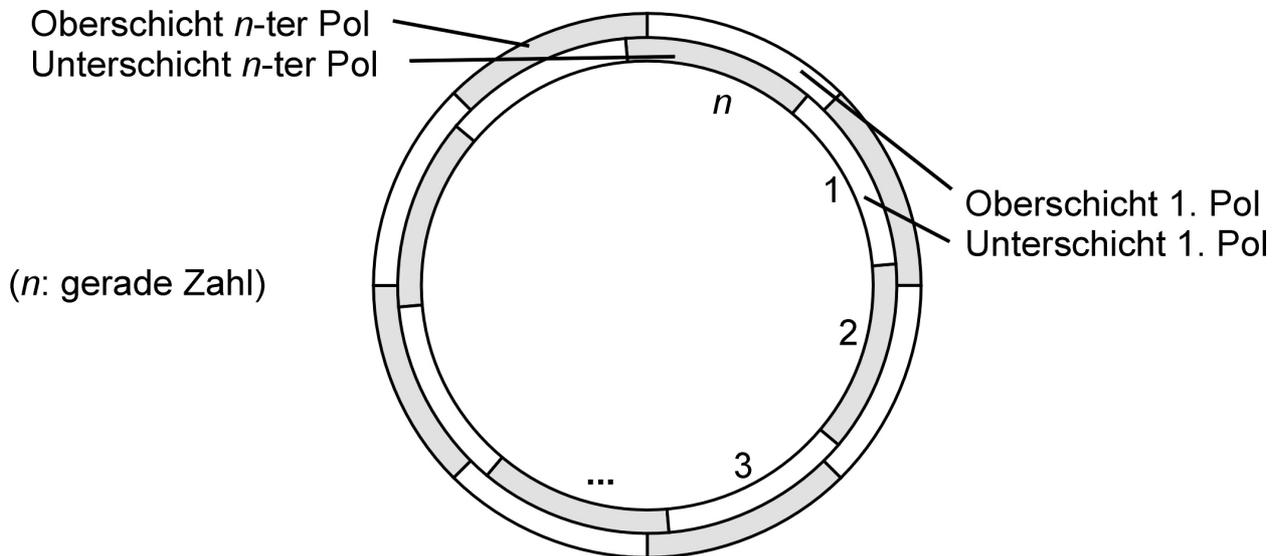


Bild 3.2: Primärteil einer konventionellen Drehfeldmaschine.

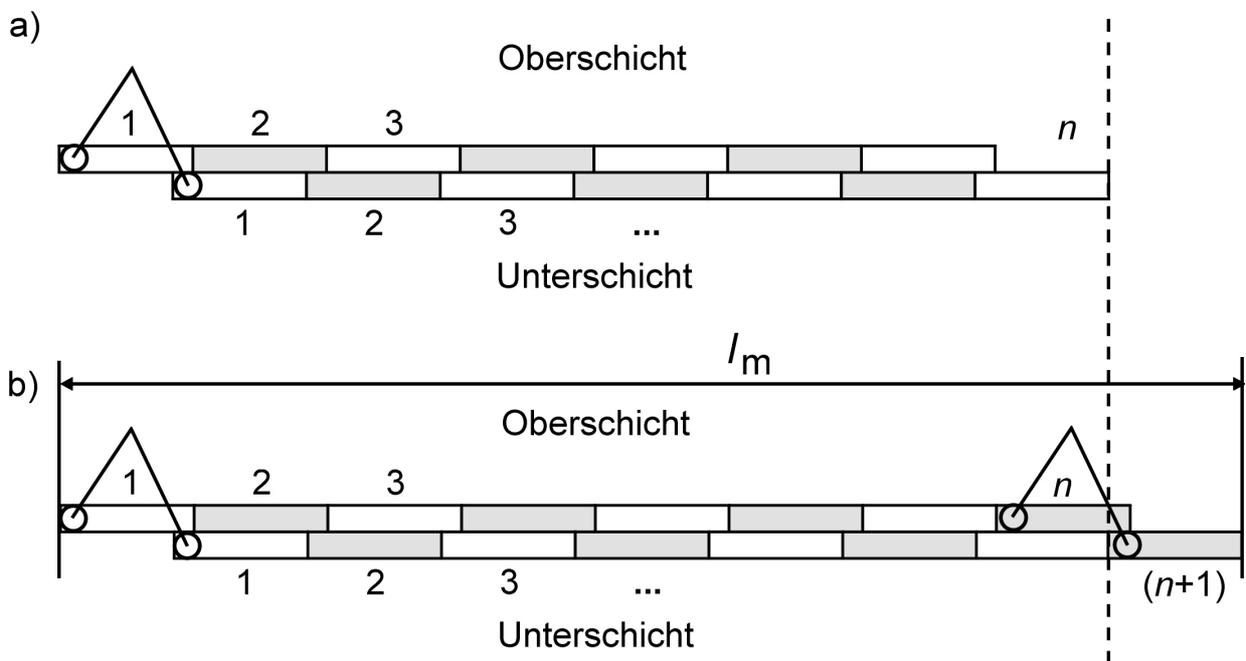


Bild 3.3: Abgewickelte Darstellung des Primärteils: a) gerade Polzahl; b) ungerade Polzahl.

Für den Aufbau eines Linearantriebs ist es dabei günstig, eine ungerade Anzahl von Polteilungen zu wählen. Hierbei ist die Ständerwicklung in der Anfangs- und Endzone mit halbbewickelten Polen zu versehen, d. h. die Endpole besitzen nur die halbe Leiterzahl,

während sie im Mittelbereich aus einer konventionellen Zweischichtwicklung besteht. Dieser Wicklungsaufbau entspricht dem einer abgewickelten konventionellen, zylindrischen Maschine mit einer Zweischichtwicklung, die im Bereich eines Pols getrennt wird (Bild 3.3). Es entsteht dadurch eine „abgestufte“ Wicklung, durch die erreicht wird, dass im Mittenbereich der Maschine ein reines Wanderfeld entsteht, wohingegen in den Endbereichen diesem Wanderfeld zusätzlich ein Wechselfeld überlagert ist.

Unabhängig davon, ob die Maschine mit gerader oder ungerader Polzahl ausgeführt wird, muss aufgrund der Quellenfreiheit der magnetischen Flussdichte B bei Integration der Flussdichte über die Länge l_m (inklusive Endzonen) der Maschine gelten:

$$\int_0^{l_m} B \cdot dx = 0 \tag{3.3}$$

Außerhalb des Antriebs klingt die Flussdichte auf Null ab. Wird eine räumlich rein sinusförmige Strombelagsverteilung unterstellt, kann die Maschine in drei Bereiche unterteilt werden, und es können die in Tabelle 3.1 dargestellten Flussdichteverläufe des Leerlaufes gewonnen werden.

Tabelle 3.1: Flussdichten des Leerlaufes bei gerader und ungerader Polzahl.

	Gerade Polzahl: n	Ungerade Polzahl: $n+1$
Linker Endpol $0 < x \leq \tau_p$	$b_l(x, t) = \frac{\hat{B}}{2} \cdot \cos\left(\frac{\pi}{\tau_p} x - \omega t\right) +$ $-\frac{\hat{B}}{2} \cdot \cos(\omega t)$	$b_l(x, t) = \frac{\hat{B}}{2} \cdot \cos\left(\frac{\pi}{\tau_p} x - \omega t\right) +$ $-\frac{\hat{B}}{2} \cdot \cos(\omega t)$
Mittenbereich	$\tau_p < x \leq (n-1)\tau_p$ $b_m(x, t) = \frac{\hat{B}}{2} \cdot \cos\left(\frac{\pi}{\tau_p} x - \omega t\right) +$ $-\frac{\hat{B}}{2} \cdot \cos(\omega t)$	$\tau_p < x \leq n \tau_p$ $b_m(x, t) = \hat{B} \cdot \cos\left(\frac{\pi}{\tau_p} x - \omega t\right)$
Rechter Endpol	$(n-1)\tau_p < x \leq n \tau_p$ $b_r(x, t) = \frac{\hat{B}}{2} \cdot \cos\left(\frac{\pi}{\tau_p} x - \omega t\right) +$ $-\frac{\hat{B}}{2} \cdot \cos(\omega t)$	$n \tau_p < x \leq (n+1) \tau_p$ $b_r(x, t) = -\frac{\hat{B}}{2} \cdot \cos\left(\frac{\pi}{\tau_p} x - \omega t\right) +$ $+\frac{\hat{B}}{2} \cdot \cos(\omega t)$

Bei gerader Polzahl tritt neben einem Wanderfeld über die gesamte Maschinenlänge zusätzlich ein unerwünschtes Wechselfeld auf. Bei ungerader Polzahl tritt das Wechselfeld nur an den Endpolen auf, im Mittenbereich ist nur das Wanderfeld mit doppelter Amplitude vorhanden. Im Gegensatz zu Drehfeldmaschinen muss beim Linearmotor in Drehfeldspeisung das Wanderfeld auf- und abgebaut werden, was wie in Tabelle 3.1 zu

Wechselfeldern an den Enden führt, die dem reinen Wanderfeld überlagert sind. Dieses Phänomen wird als **Längsendeneffekt** bezeichnet. Es führt zu zusätzlichen Wirbelstromverlusten im Sekundärteil der Maschine und verringert die Schubkraft.

3.3 Der Schlupf bei Asynchron-Linearmotoren

Wie bei einem Drehstrommotor herkömmlicher Bauart ist auch bei Wanderfeldmotoren das Primärteil aus genuteten, gegeneinander isolierten Blechen aufgebaut. In die Nuten wird eine für den jeweiligen Anwendungsfall dimensionierte Drehstromwicklung eingelegt. Durch den Luftspalt getrennt steht dem Primärteil das Sekundärteil gegenüber. Das induzierende Wanderfeld treibt hier die Ströme, die für die Kraftbildung notwendig sind. Die Synchrongeschwindigkeit ist wie bei allen Drehstrommaschinen gegeben durch die Speisefrequenz f_s und die Polteilung τ_p .

$$v_{syn} = 2f_s \tau_p \quad (3.4)$$

Das Sekundärteil kann mit magnetisch ausgeprägten Polen versehen sein; diese Ausführung führt zu einem Synchron-Linearmotor. Das Sekundärteil kann im einfachsten Fall aber auch aus einer elektrisch leitenden Platte bestehen; bei dieser Bauart handelt es sich um eine Form der hier näher betrachteten Asynchron-Linearmotoren. Beim Asynchron-Linearmotor als alleinigem Antrieb bleibt der bewegliche Teil wie bei der rotierenden Asynchronmaschine um den Schlupf s hinter dem sich mit Synchrongeschwindigkeit bewegenden Feld zurück. Die Bewegung des Primärteils erfolgt mit der Geschwindigkeit v_s . Bewegt sich das Sekundärteil mit der Geschwindigkeit v_r und das Primärteil steht still ($v_s = 0$), so gilt für den Schlupf s mit der Geschwindigkeit Δv , mit der das Reaktionsteil induziert wird:

$$s = \frac{v_{syn} + v_s - v_r}{v_{syn}} = \frac{v_{syn} - v_r}{v_{syn}} = \frac{\Delta v}{v_{syn}}. \quad (3.5)$$

Die Geschwindigkeit des bewegten gegenüber dem ruhenden Teil beträgt:

$$v_r = (1 - s)v_{syn} = (1 - s)2f_s \tau_p \quad (3.6)$$

Die hier vorgestellten Linearantriebe werden zusätzlich zu den herkömmlichen Traktionsantrieben als BOOSTER (Antriebsverstärker) eingesetzt, d. h. der Linearantrieb ist auf einem Fahrzeug montiert, das sich mit der Geschwindigkeit v bewegt. Das Sekundärteil ist im Gleis befestigt. Die Geschwindigkeit des Primärteils v_s lautet damit $v_s = v$, während $v_r = 0$ ist, was bei der Schlupfdefinition zu berücksichtigen ist:

$$s = \frac{v_{syn} + v}{v_{syn}} = \frac{\Delta v}{v_{syn}}. \quad (3.7)$$

Für die Fahrzeuggeschwindigkeit ergibt sich aus Gl. 3.7:

$$v = (s - 1)v_{syn} = (s - 1)2f_s\tau_p. \tag{3.8}$$

Tabelle 3.2: Schlupfdefinition beim auf dem Fahrzeug untergebrachten Linearantrieb.

Schlupf s	Fahrzeuggeschwindigkeit	Betriebspunkt
$s = 0$	$v = -v_{syn}$	Schubkraft null
$s = 1$	$v = 0$	Anfahren

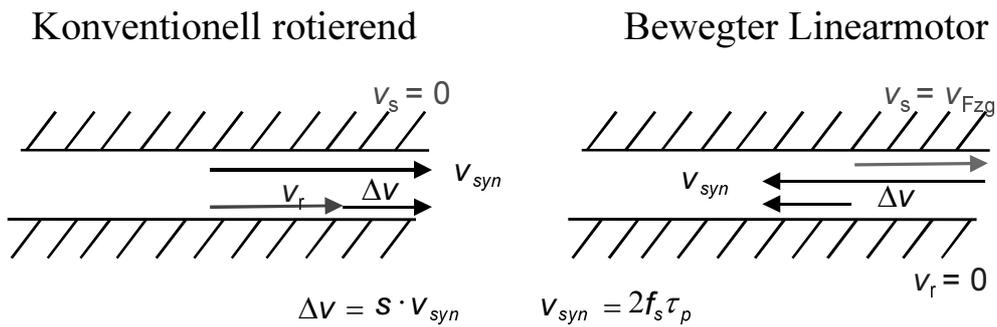


Bild 3.4: Vergleich konventionell rotierender Maschine und bewegtem Linearmotor.

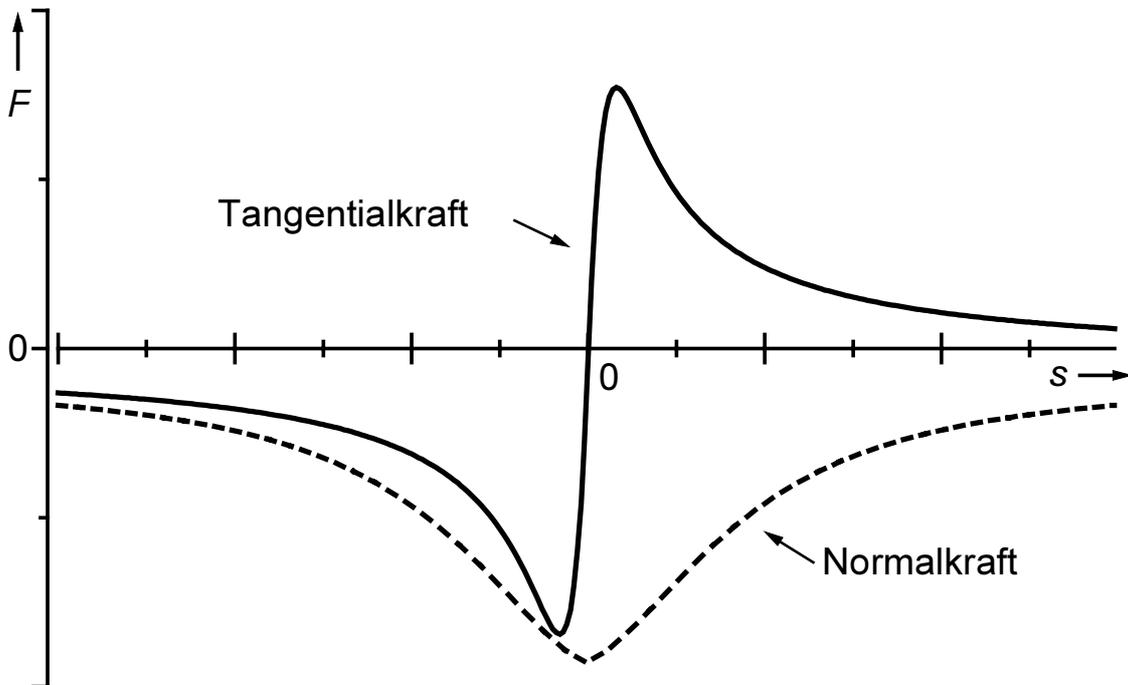


Bild 3.5: Typischer Normal- und Tangentialkraftverlauf einer Asynchronmaschine.

Linearmotoren asynchroner Bauform besitzen eine Tangentialkraft-Schlupfkennlinie, die mit der konventionell rotierenden Asynchronmaschinen vergleichbar ist (Bild 3.5). Statt von Drehmomenten spricht man bei Linearmaschinen von Tangentialkräften in Bewegungsrichtung. Zusätzlich zu der Tangentialkraft tritt bei Linearantrieben eine Normalkraft auf, während sie bei rotierenden Maschinen im Idealfall Null ist. Diese Normalkraft wirkt wie die Tangentialkraft zwischen Primär- und Sekundärteil und kann je nach Art des Sekundärteils anziehend oder abstoßend sein. Bei Sekundärteilen mit Eisenrückschluss ist sie in der Regel anziehend, da die anziehende Kraft zwischen magnetisiertem Eisen und Primärteil gegenüber der abstoßenden Kraft zwischen den Wirbelströmen im Sekundärteil und Primärteil überwiegt. Da bei Schlupf $s=0$ die Wirbelströme minimal sind, ist die anziehende Kraft im Synchronpunkt für Schlupf $s=0$ am größten. Bild 3.5 zeigt den prinzipiellen Verlauf der Kräfte.

3.4 Grundlagen für die elektromagnetische Berechnung

Zur Berechnung der Linearantriebe wird von den *Maxwell*-Gleichungen in ihrer allgemeinen Form für ruhende Medien ausgegangen:

$$\nabla \times \vec{H} = \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} + \vec{J} \quad (3.9)$$

$$\nabla \times \vec{E} = \nabla \times (\vec{E}_{\text{quelle}} + \vec{E}_{\text{wirbel}}) = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (3.10)$$

$$\nabla \cdot \vec{D} = \rho \quad (3.11)$$

$$\nabla \cdot \vec{B} = 0. \quad (3.12)$$

Weiter gelten die Materialgesetze

$$\vec{B} = \mu \vec{H} \quad (3.13)$$

$$\vec{J} = \kappa \vec{E}. \quad (3.14)$$

Mit dem Vektorpotentialansatz

$$\vec{B} = \nabla \times \vec{A} \quad (3.15)$$

wird (3.9) direkt über das magnetische Vektorpotential \vec{A} gelöst, wobei $\mu = \text{konst.}$ angenommen ist.

$$\nabla \times \nabla \times \vec{A} = \mu \left(\frac{\partial \vec{D}}{\partial t} + \vec{J} \right) \quad (3.16)$$

Im Folgenden werden nur langsam veränderliche Felder mit $\left| \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \right| \ll \vec{J}$ betrachtet, so dass sich Gl. 3.16 vereinfacht zu:

$$\nabla \times \nabla \times \vec{A} = \mu \vec{J} \quad (3.17)$$

Mit Gl. 3.12 und Gl. 3.15 ist das Vektorpotential \vec{A} noch nicht eindeutig bestimmt, da mit $\vec{A}' = \vec{A} + \nabla U$ beliebig viele Lösungen für Gl. 3.16 gefunden werden können. Um die Eindeutigkeit der Lösung zu gewährleisten, wird die *Coulomb*-Eichung

$$\nabla \cdot \vec{A} = 0 \quad (3.18)$$

eingeführt. Das entspricht der Quellenfreiheit von \vec{A} , m.a.W. \vec{A} darf nicht um einen Gradientenvektor erweitert sein. Die Quellenfeldstärke \vec{E}_{quelle} lässt sich als Gradient eines Skalarpotentials schreiben:

$$\vec{E}_{quelle} = -\nabla \varphi \quad (3.19)$$

Damit lässt sich die Wirbelfeldstärke als Ableitung des Vektorpotentials nach der Zeit ausdrücken:

$$\nabla \times (-\nabla \varphi + \vec{E}_{wirbel}) = \nabla \times \vec{E}_{wirbel} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} = \nabla \times \left(-\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} \right) \Rightarrow \vec{E}_{wirbel} = -\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} \quad (3.20)$$

Die *Maxwell*-Gleichungen (3.9) - (3.12) gelten in einem beliebigen Bezugssystem. Wird dieses i. a. bewegte Bezugssystem (Geschwindigkeit \vec{v}) aus einem ruhenden Laborsystem betrachtet, so können die *Maxwell*-Gleichungen für dieses ruhende Laborsystem formuliert werden. Wenn sich nun ein Körper gegen das ruhende Laborsystem mit der Geschwindigkeit \vec{v} bewegt (wobei $|v/c_0| \ll 1$; c_0 : Vakuum-Lichtgeschwindigkeit), so tritt zusätzlich zu \vec{E} eine bewegungsinduzierte Feldstärke $\vec{v} \times \vec{B}$ auf, die sich bei der Koordinatentransformation vom bewegten Bezugssystem auf das ruhende Laborsystem rechnerisch ergibt. Wird mit \vec{E}_{tot} die elektrische Feldstärke im Koordinatensystem des ruhenden Laborsystems bezeichnet, so gilt wieder für $\left| \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \right| \ll \vec{J}$:

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J} \quad (3.21)$$

$$\nabla \times \vec{E}_{tot} = \nabla \times \left(\left(\vec{E}_{quelle} + \vec{E}_{wirbel} \right) + \vec{v} \times \vec{B} \right) = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} + \nabla \times (\vec{v} \times \vec{B}) \quad (3.22)$$

$$\nabla \cdot \vec{D} = \rho \quad (3.23)$$

$$\nabla \cdot \vec{B} = 0 \quad (3.24)$$

Diese Feldgleichungen werden als Basis für numerische Feldberechnungsprogramme verwendet, die aus dem resultierenden Feld \vec{B} für jede Geschwindigkeit \vec{v} die Tangential- und Normalkräfte bestimmen.

Fazit

Die Wicklung von Linearmotoren kann man sich als abgerollte Ständerwicklung rotierender Drehfeldmaschinen vorstellen. Die sogenannten Wanderfeldmaschinen lassen sich in Maschinen synchroner und asynchroner Bauart einteilen. Abhängig von der Anordnung von Primär- und Sekundärteil unterscheidet man Kurzstator- und Langstator-Varianten. Am Anfang und am Ende von Linearantrieben kommt es vor allem bei Asynchronlinearmaschinen zu sogenannten Endeffekten. Das Feld muss am Beginn der Maschine von Null aufgebaut werden, was im Vergleich zu rotierenden Maschinen eine schlechtere Kraftausbeute bedeutet (Endeffekte). Am Ende der Maschine bildet sich ein sogenannter Feldschweif aus, der der Bewegung der Maschine entgegenwirkt und versucht diese zu bremsen. Mit Hilfe der *Maxwell*-Gleichungen lassen sich elektromagnetische Berechnungen der Linearantriebe wie für jede andere Maschine anstellen.

4 Linear-Booster-Varianten im Rad-Schiene-System

In den vorangegangenen Kapiteln wurde die Möglichkeit der Zugkrafteerhöhung unter Verwendung der Linearmotortechnik beschrieben und die verschiedenen Linearmotor-Varianten allgemein vorgestellt. Hier wird nun speziell die Anwendbarkeit der verschiedenen Varianten im Rad-Schiene-System untersucht. Wie in Kapitel 2 beschrieben, werden ausschließlich Linearmotorvarianten mit passivem Reaktionsteil untersucht, d. h. in Drehstromtechnik nur Linearmotoren asynchroner Bauform. Da der ebenfalls zu untersuchende DC-Aktuator im eigentlichen Sinne nicht unter dem Begriff Linearmotor zu fassen ist, soll der Begriff Zugkraftverstärker (**Linear-Booster**) Verwendung finden. Er wird unabhängig vom Zustandekommen der zusätzlichen Zugkräfte verwendet. Der Asynchron-Linearmotor wird daher auch als **Asynchron-Linear-Booster**, der DC-Aktuator bzw. DC-Magnet auch als **DC-Linear-Booster** bezeichnet.

Der aufgrund des Streckenprofils zur Verfügung stehende Einbauraum ist entscheidend für die Realisierbarkeit der einzelnen Linear-Booster-Varianten. Für die näher zu untersuchenden Linear-Booster mit passivem Sekundärteil in Kurzstatorbauweise sind grundsätzlich drei Ausführungsvarianten denkbar, wobei aufgrund des Wirkprinzips für den DC-Linear-Booster prinzipiell nur die beiden Letztgenannten realisierbar sind:

- Asynchron-Linear-Booster mit zusätzlichem vertikalen Sekundärteil im Gleis (Bild 4.1)
- Linear-Booster mit zusätzlichem horizontalen Sekundärteil im Gleis (Bild 4.4)
- Linear-Booster unter Verwendung der Fahrschiene als Sekundärteil (Bild 4.6)

Die drei Varianten unterscheiden sich wesentlich in der Art der Fahrzeug- und Streckenausrüstung und damit in der Realisierbarkeit der Antriebe. Da mit dem DC-Linear-Booster nur die Radaufstandskraft des Fahrzeugs erhöht werden soll, und zwar ohne zusätzliche Reaktionselemente im Gleiskörper, wird die Ausführbarkeit dieser Variante weiter eingeschränkt. Es kommt für diese Variante im Gegensatz zur Asynchron-Linear-Booster-Variante nur die Verwendung der Fahrschiene als Sekundärteil in Betracht.

Eine wichtige Forderung seitens der Deutschen Bahn AG ist, dass Fahrzeug und Strecke voll kompatibel sein müssen, d. h. mit Linear-Booster-Technik ausgerüstete Fahrzeuge müssen auf konventionellen Strecken und konventionelle Fahrzeuge müssen auf für Linear-Booster-Einsatz ertüchtigten Strecken verkehren können. Diese Forderung bedeutet, dass die Bestimmungen der Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung (EBO) einzuhalten sind [DB92].

4.1 Asynchron-Linear-Booster mit zusätzlichem vertikalen Sekundärteil im Gleis

Bei dieser Variante ist eine zusätzliche vertikale Schiene (Sekundärteil) in Gleismitte anzuordnen. Der Linearantrieb kann in Doppel-Translator-Bauweise ausgeführt werden (Bild 4.1). Die beiden mit dem Schienenfahrzeug mitbewegten Primärteile, die das

magnetische Wanderfeld erzeugen, nutzen die vertikale Reaktionsschiene im Gleis als Rückschluss, wodurch eine doppelt so hohe Ausnutzung gegenüber der Einfachstatorbauweise mit nur einem Primärteil gewährleistet ist. Die Streckenausrüstung besteht aus den dargestellten Aluminium- oder Kupferreaktionsschienen mit geblecht ausgeführtem Eisenrückschluss zur Verringerung der Wirbelstromverluste im Eisen und zur Erhöhung des Magnetfeldes. Die Anordnung wird durch eine Tragkonstruktion auf der Strecke befestigt.

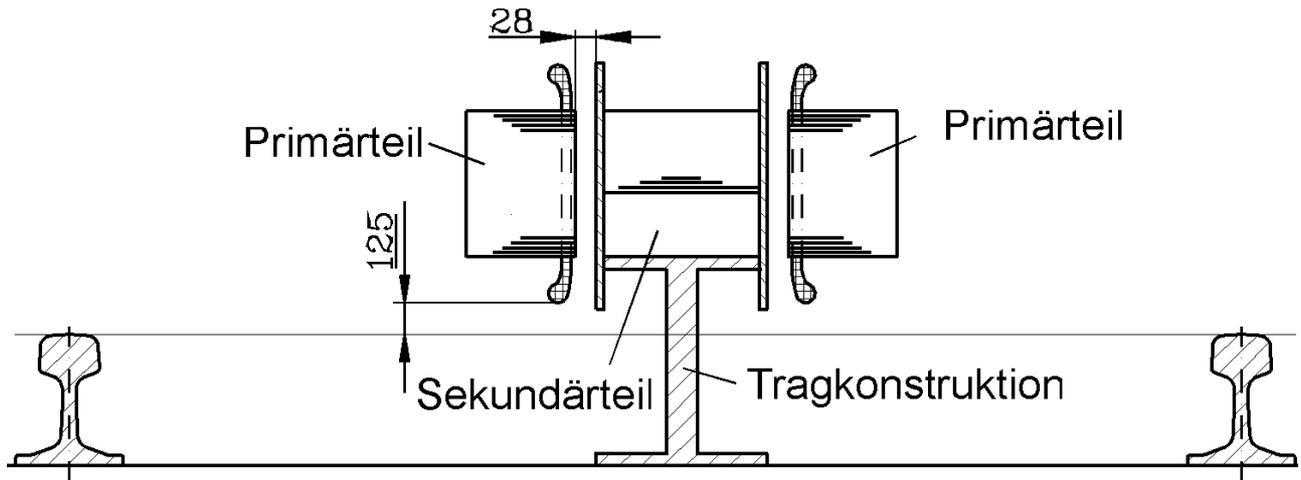


Bild 4.1: Asynchron-Linear-Booster in Doppelstatorbauweise mit in Gleismitte befestigter vertikaler Reaktionsschiene (Sekundärteil) .

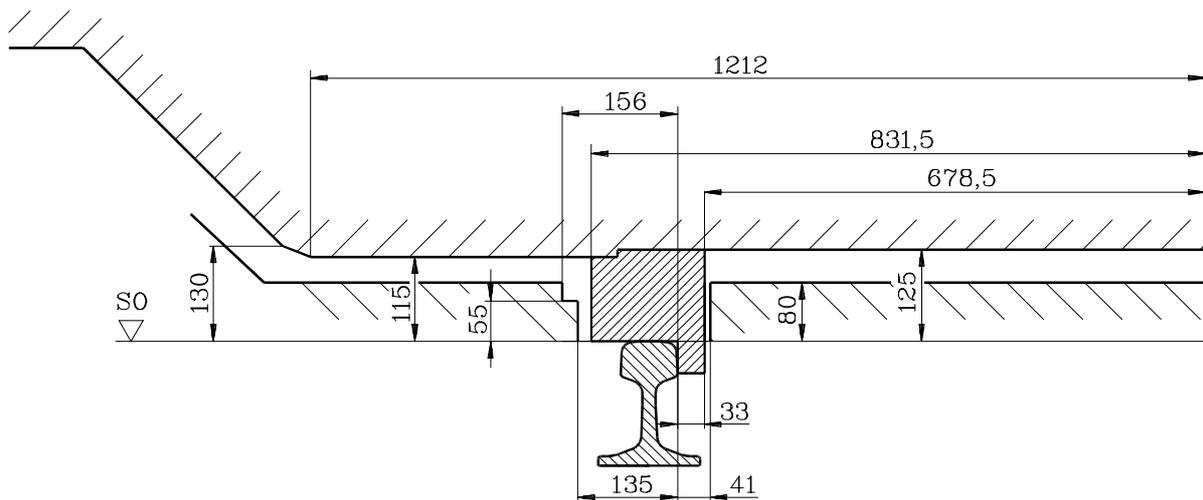


Bild 4.2: Grenzlinien für den unteren Teil eines Schienenfahrzeugs sowie die Streckenausrüstung nach der Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung (EBO).

4.1.1 Vergleich mit dem zulässigen Einbauraum nach der Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung

Ein Vergleich mit den nach der Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung einzuhaltenden geometrischen Grenzlinien (Bild 4.2) zeigt, dass eine Strecke mit einer derartigen Konstruktion nur von Sonderfahrzeugen befahren werden kann. Die Grenzlinie der Fahrbahn ist, wie Bild 4.2 zeigt, auf 80 mm über Schienenoberkante (SO) festgelegt und dies auch nur im Bereich 20 m vor und nach einem Neigungswechsel. Innerhalb des Neigungswechsels ist die Fahrbahnhöhe über SO in Abhängigkeit von der Größe des Neigungswechsels zusätzlich zu vermindern (der Minimalwert 55 mm ist ebenfalls eingezeichnet). Für Lokomotiven im grenzüberschreitenden Verkehr ist die untere Begrenzung des Fahrzeugs (Fahrzeuggrenzlinie) auf 125 mm über Schienenoberkante (SO) festgelegt. Soll der Einsatz dieser Fahrzeuge nicht auf Sonderstrecken beschränkt bleiben, ist dieses Maß unbedingt einzuhalten (Bilder 4.1, 4.2).

Für die Funktion des Asynchron-Linear-Boosters ist es erforderlich, dass sich das Primärteil der Linearmaschine und das Sekundärteil möglichst direkt gegenüberstehen und nur einen kleinen Luftspalt aufweisen, um damit den Magnetisierungsstrom klein zu halten. Die im Gleis befestigte Reaktionsschiene muss daher, wie in Bild 4.1 gezeigt, weit über die Schienenoberkante hinaus- und damit in das Grenzprofil der Fahrzeuge hineinragen. Eine Realisierung dieser Anordnung unter Einhaltung der Richtlinien nach EBO ist daher nicht möglich.

4.1.2 Realisierung auf Sonderstrecken mit Sonderfahrzeugen ohne Einhaltung des zulässigen Einbauraums nach der EBO

Wird die beschriebene Anordnung bei der Planung zukünftiger Fahrzeuge und Strecken direkt einbezogen, so müssen die bestehenden Richtlinien der EBO nicht berücksichtigt werden, bzw. die Fahrzeuge müssen diesbezüglich ergänzten Bau- und Betriebsordnungen entsprechen (Altfahrzeuge sind in diesem Fall nicht kompatibel!). Die Grenzlinien werden in diesem Fall grundsätzlich durch den theoretisch physikalisch möglichen Einbauraum bestimmt. Bei den folgenden Betrachtungen werden die Grenzlinien der EBO daher zunächst außer Acht gelassen. Die Größen der Lauftechnik nach der EBO wie die Spurweite s_G , Spurkranzdicke s_d , Abstand der inneren Stirnflächen der Räder a_r und Abmessung der Radlenker werden jedoch unverändert übernommen, um eine Vergleichsbasis zu schaffen. Bild 4.3 erläutert die Größen. Die Spurweite s_G bezeichnet den kleinsten Abstand der Innenflächen der Schienenköpfe. Das Grundmaß beträgt $s_G = 1435$ mm, die maximal zulässige Spurweite $s_{G\max} = 1465$ mm (EBO §5). Die zulässige Spurkranzdicke s_d und der Abstand der Stirnflächen der Räder a_r sind abhängig von dem Durchmesser des jeweiligen Radsatzes (Tabelle 4.1).

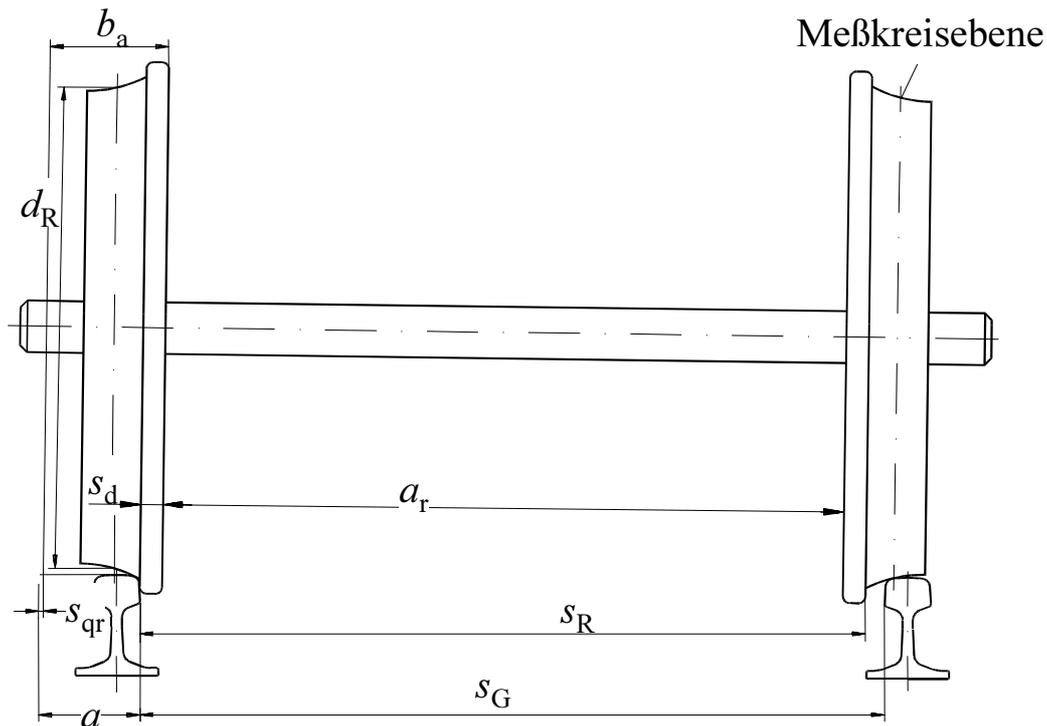


Bild 4.3: Radsatz mit anlaufendem Spurkranz an der linken Schiene. Bemaßung der Spurweite s_G , Spurkranzdicke s_d und Abstand der Radstirnflächen a_r .

Tabelle 4.1: Nach EBO §21 Anlage 6 für einen Linearantrieb einzuhaltende Maße in mm.

	Mindestmaß	Höchstmaß	bei Messkreisdurchmesser der Räder d_R
Spurmaß s_R	1410	1426	> 840
	1415		840 bis 330
Spurkranzdicke s_d	22	33	>840
	27,5		840 bis 330
Abstand a_r der inneren Stirnflächen	1357	1363	>840
	1359		840bis 330

Ohne Rücksicht auf die Grenzlinien der EBO kann das feste Sekundärteil an der Strecke, wie Bild 4.1 bereits zeigte, weit über die Schienenoberkante hinaus in den Fahrzeugraum ragen. Bei entsprechender Anordnung der Fahrzeugmagnete im Drehgestell wird damit die Bedingung erfüllt, dass sich Reaktionsteil und Fahrzeugteil direkt gegenüberstehen. Die Primärteile des Asynchron-Linear-Boosters werden im Drehgestell des Schienenfahrzeugs befestigt. Auch wenn zunächst nur der Fahrzeuglauf im geraden Gleis berücksichtigt wird, muss der Luftspalt zwischen Linearantrieb und Reaktionsschiene bereits so groß sein, dass die Querbewegung des Fahrzeugs bzw. des Drehgestells im Gleis („Sinuslauf“), d. h. die Querverschiebung s_V nicht zum Anlaufen von Sekundärteil und Primärteil führt. Die maximale Querverschiebung s_{Vmax} des Radsatzes im Gleis lässt sich wie folgt bestimmen:

Die maximal zulässige Spurweite des Gleises beträgt $s_{G_{\max}} = 1465$ mm. Für das Mindestspurmaß für Radreifendurchmesser $d_R > 840$ mm gilt: $s_{R_{\min}} = 1410$ mm. Damit ergibt sich für die maximal mögliche Querverschiebung des Radsatzes:

$$s_{V_{\max}} = s_{G_{\max}} - s_{R_{\min}} = 1465 \text{ mm} - 1410 \text{ mm} = 55 \text{ mm.} \quad (4.1)$$

Für ungestörten Geradeauslauf des Fahrzeugs, d.h. Querverschiebung $s_V = 0$ ist ein Luftspalt $\delta_{0_{\min}}$

$$\delta_{0_{\min}} = \frac{s_{V_{\max}}}{2} \approx 28 \text{ mm} \quad (4.2)$$

anzusetzen. Hierbei ist vorausgesetzt, dass das Primärteil auf dem Fahrzeug unmittelbar durch die Radsatzlagergehäuse getragen und geführt wird. Für ein evtl. vorhandenes Seitenspiel des Radsatzes gegen die Radsatzlagergehäuse ist der Wert von $\delta_{0_{\min}}$ zusätzlich zu erweitern. Die Platzierung des Antriebs zwischen zwei Drehgestellen anstatt zwischen den beiden Radsätzen im Drehgestell scheidet aus, da hier mit Rücksicht auf Bogenfahrten ein noch größerer Luftspalt einzuhalten wäre. Da bereits der Mindestluftspalt $\delta_{0_{\min}} = 28$ mm zu einem sehr hohen Magnetisierungsbedarf führt, ist diese zusätzliche Vergrößerung magnetisch sehr ungünstig.

Bei der vorgestellten vertikalen Anordnung muss zusätzlich die Störung des Fahrzeuglaufs im Gleis durch den Asynchron-Linear-Booster berücksichtigt werden. Im Betrieb wird sich der Luftspalt auf beiden Seiten der Reaktionsschiene normalerweise ungleich einstellen. In Abhängigkeit des gewählten Betriebspunktes (Fahren – Leerlauf – Bremsen) kommt es nun zu anziehenden bzw. abstoßenden Kräften. Dies ist abhängig davon, ob die anziehende Wirkung aufgrund des magnetischen Zuges oder die abstoßende Wirkung aufgrund der Wirbelströme überwiegt. Aufgrund der unterschiedlichen Luftspaltweiten wird die bei kleinerem Luftspalt größer werdende anziehende Kraft die Unsymmetrie der Luftspaltweiten zusätzlich verstärken (Lawineneffekt). Folge ist, dass das Drehgestell auf eine Seite im Gleis gezogen wird, wodurch der freie Lauf im Gleis gestört und die Abnutzung des Spurkranzes verstärkt wird.

4.2 Linear-Booster mit zusätzlichem horizontalen Sekundärteil im Gleis

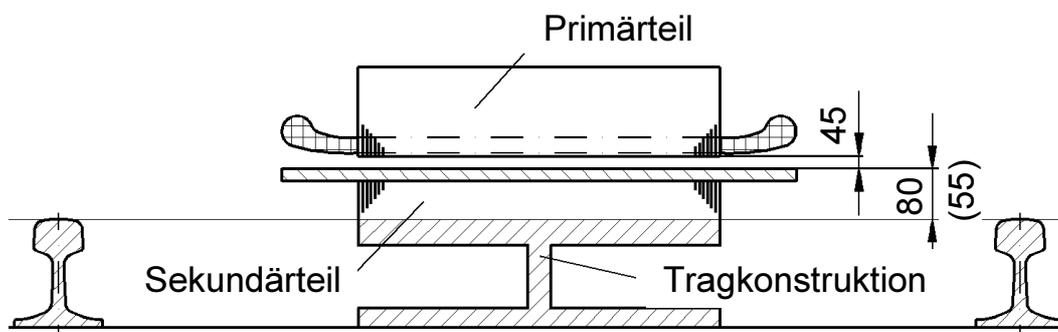


Bild 4.4: Linear-Booster mit zusätzlicher feststehender horizontaler Reaktionsschiene in Gleismitte als Sekundärteil.

Bei dieser Variante wird eine zusätzliche horizontale Schiene im Gleis verlegt (Bild 4.4). Der Linear-Booster wird wieder im Drehgestell des Schienenfahrzeugs befestigt. Aufgrund der Anordnung von Primär- und Sekundärteil kann, soweit es der Einbauraum im Drehgestell zulässt, der gesamte Raum zwischen den Schienen für den Linear-Booster genutzt werden.

4.2.1 Vergleich mit dem zulässigen Einbauraum nach der Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung

Wird gefordert, dass ein mit Linearmotortechnik ausgerüstetes Fahrzeug wie in Kapitel 4.1 auch konventionelle Strecken befahren soll, gelten wiederum die Richtlinien der Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung (geometrische Grenzlinien der Fahrzeug- bzw. Streckenteile wie in Bild 4.2). Die untere Grenzlinie für Schienenfahrzeuge g_u liegt dabei wieder bei $g_u = 125$ mm, die für die Strecke bei $g_o = 80$ mm. Damit ergibt sich ein einzuhaltender Luftspalt zwischen Primär- und Sekundärteil von

$$\delta = g_u - g_o = 125 \text{ mm} - 80 \text{ mm} = 45 \text{ mm.} \quad (4.3)$$

Dieser Luftspalt ist wie im vorherigen Abschnitt unvertretbar groß, so dass auch hier eine Anwendung unter völliger Berücksichtigung der Einbaumaße nach der EBO nicht realisierbar ist.

4.2.2 Realisierung auf Sonderstrecken mit Sonderfahrzeugen ohne Einhaltung des zulässigen Einbauraums nach der EBO

Bei einem Einsatz dieser Variante auf Sonderstrecken entfallen wiederum die Grenzlinien der EBO. Spurweite, Abstand der inneren Stirnflächen der Räder, Spurkranzdicke, Daten der Radlenker bleiben unverändert. Im Bereich von Weichen und Brücken sind Radlenker im Gleis angeordnet. Diese Radlenker zum Führen des Rades in Weichen besitzen nach [DB92] eine maximale Höhe von 45 mm über SO (Bild 4.5). Dieses Maß ist daher als Mindestmaß über SO vom Primärteil einzuhalten, wenn keine Sondervereinbarung mit niedrigeren Radlenkern getroffen wird. Die Einbaubreite für die Linearmotorausrüstung im Fahrzeug ist durch den Abstand der inneren Stirnflächen der Räder begrenzt und beträgt mit der Bezeichnung nach EBO $a_r = 1357$ mm. Die Länge der Anordnung beschränkt sich auf die Länge des Drehgestells (je nach Drehgestellvariante ca. 4000 mm). Die Angaben gelten für den maximal verfügbaren Einbauraum bei Einbau in ein Drehgestell, bei dem unterstellt wird, dass sich die Anordnung in den angegebenen Grenzen über die gesamte Breite und Länge des Drehgestells erstrecken kann. Das Primärteil ist aufgrund seiner Größe und Masse am Drehgestellrahmen zu befestigen. Damit muss jedoch das Federspiel zwischen Drehgestell und Radsatzlager (Primärfederung typ. ± 30 mm) zusätzlich zu einem einzuhaltenden Mindestluftspalt berücksichtigt werden. Soll dies vermieden werden, muss sich die Konstruktion auf den Radsatzlagern abstützen, in denen der Radsatz ohne Federung auf Wälzlagern gelagert ist. Da der Abstand zwischen dem Primärteil und den außen

liegenden Radsatzlagern groß ist, wird es durch die bei Betrieb vom Linear-Booster erzeugte Normalkraft zu einer nicht vernachlässigbaren Durchbiegung der Tragkonstruktion kommen. Der Luftspalt ist daher nochmals entsprechend zu vergrößern. Alternativ sind innen liegende Radsatzlager oder zusätzliche Tatzlager zur Abstützung des Primärteils möglich. In jedem Fall ist bei der Auslegung der Tragkonstruktion die Verwindung infolge von Gleislagefehlern zu berücksichtigen.

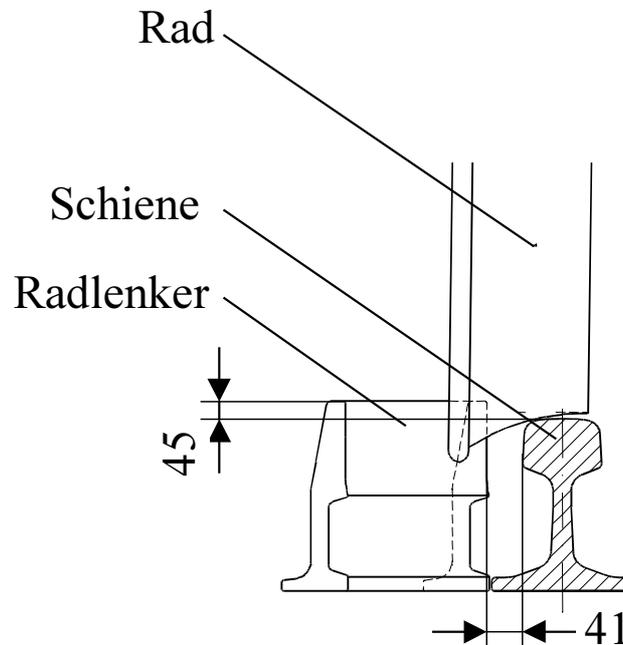


Bild 4.5: Radlenker mit einem Überstand von 45mm über Schienenoberkante zum Führen der Radsätze an Brücken und Weichen.

Bisher wurden Linear-Booster-Varianten vorgestellt, die alle eine zusätzliche horizontale oder vertikale Reaktionsschiene im Gleis benötigen. Die Einsetzbarkeit einer solchen Lösung bleibt dabei, nicht zuletzt aus Kostengründen, auf kurze Streckenabschnitte begrenzt. Gelingt es, auf die zusätzliche Reaktionsschiene zu verzichten, dann fällt die Beschränkung auf Sonderstrecken weg und der Linear-Booster ist „großflächig“ einsetzbar.

4.3 Linear-Booster unter Verwendung der Fahrschiene als Reaktionsschiene

Der Linear-Booster soll bei dieser Variante ähnlich wie die Magnetschienen- oder Wirbelstrombremse zwischen den Radsätzen angeordnet werden und direkt auf die Fahrschiene wirken (Bild 4.6). Bei Betrieb eines Asynchron-Linear-Boosters mit variabler Frequenz kann die Schubkraft in Fahrzeuglängsrichtung im Fahr- und Bremsbetrieb unabhängig von der Geschwindigkeit eingestellt werden. Außerdem ist es mit diesem Antrieb möglich, auch bei beliebig kleiner Schubkraft eine beliebige Normalkraft bis zu einem hohen Grenzwert einzustellen. Dies gilt entsprechend für die Variante mit zusätzlicher Reaktionsschiene. Wird der Linear-Booster in einem Triebdrehgestell angeordnet, ergibt sich neben der von Kraftschlussgrenzen unabhängigen Schubkraft beim

Asynchron-Linear-Booster durch die erhöhte Radaufstandskraft eine Vergrößerung der Normalkraft zwischen Rad und Schiene. Dadurch kann durch den konventionellen Antrieb gleichzeitig eine größere Längskraft im Radaufstandspunkt übertragen werden. Auch wenn der Linearantrieb in einem Laufdrehgestell eingebaut wird, ergeben sich durch eine gezielte Veränderung der Radaufstandskraft signifikante Verbesserungen für den Zugbetrieb: Durch die Vergrößerung der Radaufstandskräfte können größere Bremskräfte durch die Reibungsbremse ausgeübt werden. Außerdem bietet sich die Möglichkeit, leichte Fahrzeuge bei unverminderter Geschwindigkeit trotz Seitenwind sicher im Gleis zu führen. Über die Notwendigkeit solcher Einrichtungen wird in [Hau99, Hör01] berichtet.

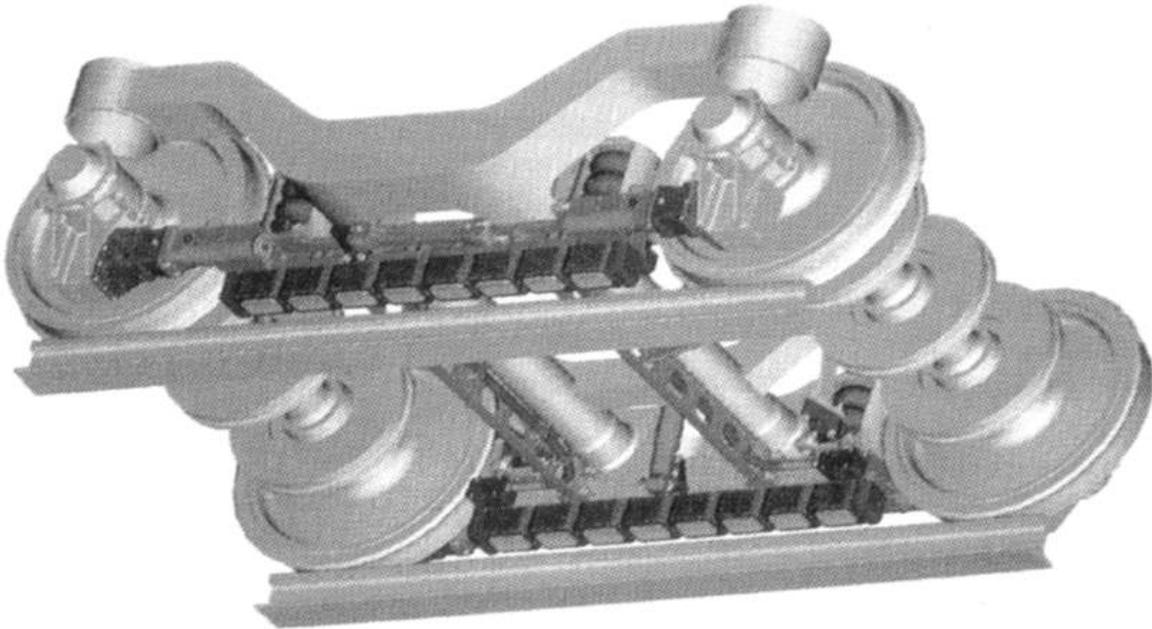


Bild 4.6: Mögliche Anordnung des Linear-Boosters im Drehgestell. Im Bild ist die Wirbelstrombremse im ICE 3 Drehgestell dargestellt [Lö97].

Der Linear-Booster wirkt auf die normale Fahrschiene, eine zusätzliche Reaktionsschiene wird nicht benötigt. Der Nachteil dieser Variante ist klar am Profil der Schiene zu erkennen. Als Fahrschiene werden bei Vollbahnen Schienenprofile mit der Bezeichnung UIC60 eingesetzt (Bild 4.7). Der Schienenkopf, der dem Booster direkt als Reaktionsschiene zur Verfügung steht, hat nur eine Breite von 74 mm und ist damit sehr schmal. In der Länge ist der Linear-Booster durch den Abstand der Radsätze im Drehgestell beschränkt, in der Breite durch die nutzbare Breite des Schienenkopfes und durch die im Gleisbereich einzuhaltenden Begrenzungslinien (nach EBO). Um diesen Freiraum optimal nutzen zu können, müssen zwei Einbaumöglichkeiten des Primärteils im Drehgestell unterschieden werden:

- Befestigung der Tragkonstruktion des Primärteils am Drehgestellrahmen.
- Befestigung der Tragkonstruktion des Primärteils am Drehgestell mit Abstützung auf den Radsatzlagern.

4.3.1 Befestigung des Primärteils am Drehgestellrahmen

Die Tragkonstruktion des Linearantriebs wird am Drehgestellrahmen befestigt. Bei dieser Ausführung müssen alle Bewegungen des Drehgestellrahmens gegenüber dem Radsatz berücksichtigt werden. Um einen möglichst geringen Luftspalt einzuhalten und die Schubkraft auf das Fahrzeug übertragen zu können, muss sich eine derartige Konstruktion vor Aktivierung des Linear-Boosters auf den Radsatzlagergehäusen abstützen.

Der maximal zur Verfügung stehende Einbauraum für den Linearantrieb richtet sich wiederum nach den Vorschriften der EBO (Bild 4.2, Tabelle 4.1). Es sind zusätzlich die mögliche Rahmenquerverschiebung des Drehgestells gegenüber dem Radsatz und die maximale Querverschiebung des Radsatzes gegenüber dem Gleis selbst zu berücksichtigen. Nach [Gr01] beträgt die Rahmenquerverschiebung des Drehgestells (Primärfederung) ± 8 mm. Die maximale Querverschiebung des Radsatzes im Gleis ergibt sich, wenn von einer maximalen Abnutzung des Spurkranzes, d. h. vom Mindestmaß der Spurkranzdicke, und einer Querverschiebung des Drehgestells gegenüber dem Radsatz von 8 mm ausgegangen wird.

Bild 4.3 zeigt das Anlaufen des Radsatzes mit maximal abgenutztem Spurkranz an die linke Schiene. Neben der Spurweite, dem Spurmaß s_R , dem Abstand der inneren Stirnflächen der Räder a_r , der Spurkranzdicke s_d sowie dem Messkreisdurchmesser d_R sind zusätzlich eingetragen der nach Norm für Streckenteile einzuhaltende Abstand a von der Schieneninnenkante und der Abstand b_a zu einer äußeren Begrenzungslinie. Auf diesen Werten beruht die Berechnung der maximal möglichen Einbaubreite der Linear-Booster. In Tabelle 4.2 sind die Grenzwerte zusammengestellt. Die äußere Begrenzungslinie b_a berücksichtigt die maximal mögliche Querverschiebung des Drehgestells und wird ab der inneren Stirnfläche des Rades gemessen. Das Mindestmaß der Spurkranzdicke variiert hierbei in Abhängigkeit des Radreifendurchmessers (Messkreisdurchmesser). Für Radreifen mit einem Durchmesser $d_R > 840$ mm wie bei Lokomotiven und Triebköpfen des ICE ist die zulässige Mindestdicke geringer als bei Radreifen mit kleineren Durchmessern wie Personen-, Güterwagen und Triebzügen.

Tabelle 4.2: Einzuhaltende Grenzmaße nach EBO und UIC Maße in mm.

Vorschrift	Grenzlinsen - Abstand a	Mindestmaß s_{dmin} der Spurkranzdicke	Abstand b_a zur äußeren Be- grenzungslinie	bei Messkreis- durchmesser d_R
EBO	135	22	149	>840
		27,5	154,5	840 bis 330
UIC	130	22	144	>840
		27,5	149,5	840 bis 330

Die Einbaubreite des Linear-Boosters wird nach innen festgelegt durch die Radlenker im Bereich von Weichen und Kreuzungen und der Querverschiebung des Drehgestells im Gleis. Im Abstand $s = 41$ mm zur Schieneninnenkante sind jeweils die Radlenker angebracht (Bild 4.8). Die Oberkante der Radlenker befindet sich max. 45 mm über

Schienenoberkante (SO). Um ein Anschlagen des Motors zu vermeiden, muss daher dieser Bereich als Einbauraum des Linear-Boosters ausgespart werden. Die Einbaubreite wird so beschränkt, dass keine Überschneidung von Linear-Booster und Radlenker bei noch nicht vom Radlenker geführtem Radsatz entsteht.

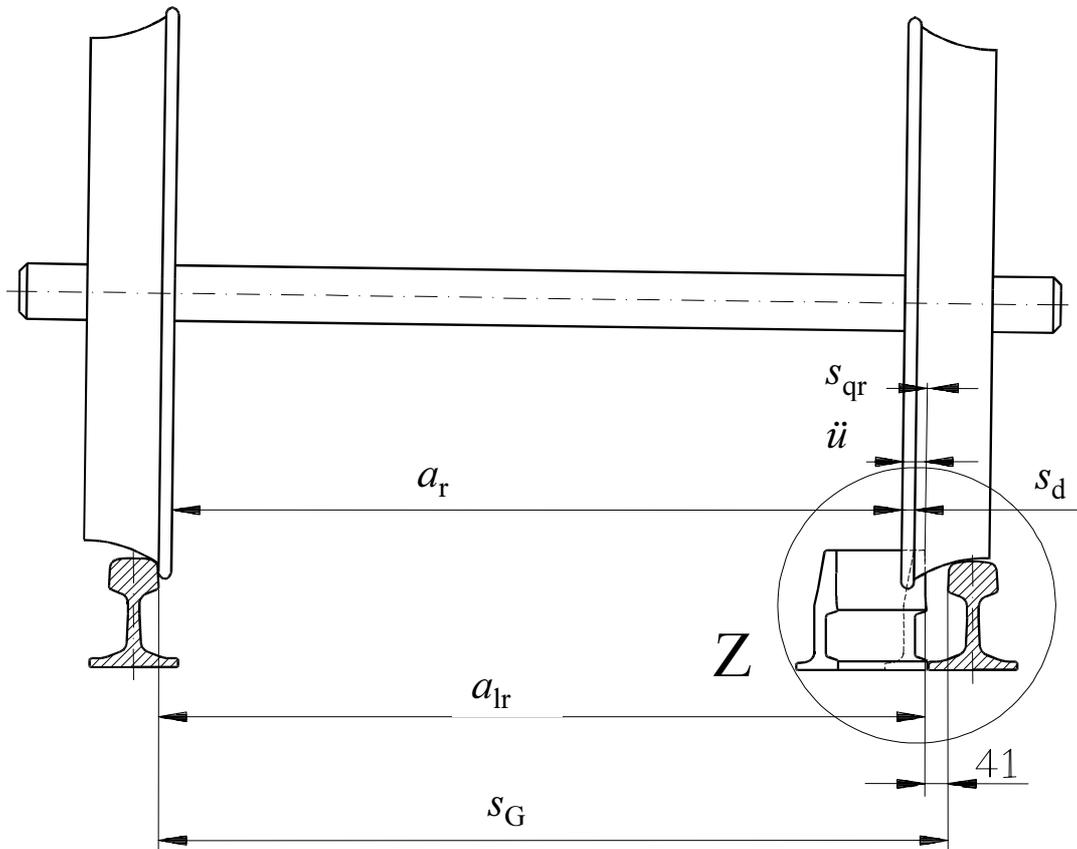


Bild 4.8a: Radsatz vor dem Anlaufen an den Radlenker. Darstellung des Linearmotors nur in „Einzelheit Z“.

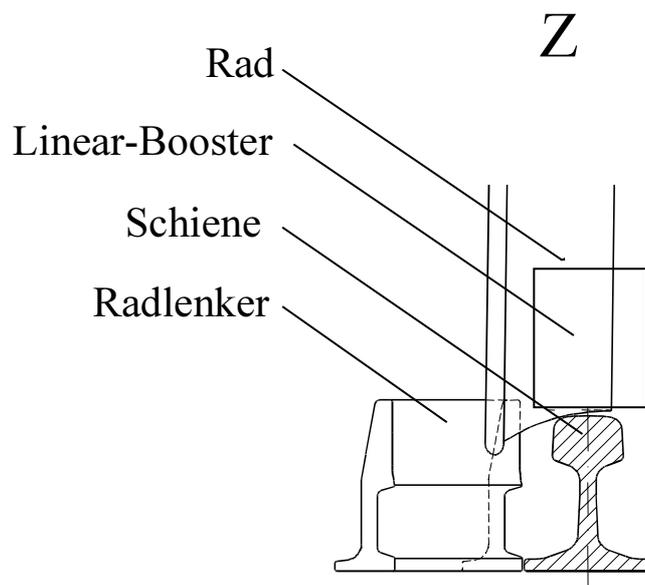


Bild 4.8b: Radsatz vor dem Anlaufen an den Radlenker „Einzelheit Z“.

Die dadurch bei minimal zulässigem Abstand a_r der inneren Stirnflächen mögliche Überschneidung \ddot{u} des rechten Primärteils mit dem Radlenker ist Tabelle 4.3 zu entnehmen. Eingetragen sind der Mindestabstand der inneren Stirnflächen der Räder und das Mindestmaß der Spurkranzdicke. Aus diesen beiden Größen lässt sich der „Abstand Schieneninnenkante zur Spurkranz-Stirnfläche des gegenüberliegenden Rades“ bestimmen. Ebenfalls lässt sich aus der maximalen Spurweite im Weichenbereich und dem Abstand des Radlenkers zur Schiene der Abstand des Radlenkes zur gegenüberliegenden Schiene bestimmen. Aus diesen Größen lässt sich die gedachte Überschneidung \ddot{u} von Rad und Radlenker ermitteln. Zur Festlegung der Einbaubreite ist noch das Querspiel zu berücksichtigen.

Tabelle 4.3: Ermittlung der Überschneidung von Radlenker und Linear-Booster. (Maße in mm).

	Messkreisdurchmesser >840	Messkreisdurchmesser 840 bis 330
Mindestabstand a_{rmin} der inneren Stirnflächen	1357	1359
Mindestmaß s_{dmin} der Spurkranzdicke	22	27,5
Abstand Schieneninnenkante bis Stirnfläche des gegenüberliegenden Radreifens $a_i = a_{rmin} + s_{dmin}$	$1357 + 22 = 1379$	$1359 + 27,5 = 1386,5$
Zulässige Spurweite im Weichenbereich s_w	1439	
Abstand a_{IR} von linker Schiene bis zum rechten Radlenker $a_{IR} = s_w - s$	$1439 - 41 = 1398$	$1439 - 41 = 1398$
Überschneidung $\ddot{u} = a_{IR} - a_i$	$1398 - 1379 = 19$	$1398 - 1386,5 = 11,5$

Damit sind alle zur Bestimmung der Einbaubreite benötigten geometrischen Daten festgelegt. Die zulässigen Einbaubreiten des Linear-Boosters ergeben sich nach Tabelle 4.4:

Tabelle 4.4: Zulässige Breiten des Linear-Boosters bei Befestigung am Drehgestellrahmen (Maße in mm).

	für Meßkreisdurchmesser >840	Für Meßkreisdurchmesser 840 bis 330
Nach EBO $b = b_a - \ddot{u} - s_q$	$149 - 19 - 8 = \mathbf{122}$	$154,5 - 11,5 - 8 = \mathbf{135}$
Nach UIC $b = b_a - \ddot{u} - s_q$	$144 - 19 - 8 = \mathbf{117}$	$149,5 - 11,5 - 8 = \mathbf{130}$

Bei kleinem Radreifendurchmesser, wie etwa bei Laufdrehgestellen, ist somit eine Einbaubreite von 135 mm nach EBO-Richtlinie bzw. 130 mm nach UIC zulässig. Diese Maße verringern sich zusätzlich, falls Räder mit Durchmesser >840 mm verwendet werden, weil dann dünnere Spurkränze zulässig sind.

4.3.2 Direkte Befestigung des Primärteils an den Radsatzlagern

Die Befestigung des Primärteils nicht am Drehgestellrahmen, sondern direkt an den Radsatzlagern bietet den Vorteil, dass eine Rahmenquerverschiebung des Drehgestellrahmens nicht berücksichtigt werden muss. Dann darf die Einbaubreite größer gewählt werden. Hinzu kommt der entscheidende Vorteil, dass die Kräfte des Linearantriebs direkt auf die Radsatzlager übertragen werden. Dadurch können pneumatische oder anderweitig betätigte Hub-Senk-Vorrichtungen und zusätzliche Abstützungen zur Kraftübertragung entfallen. Es muss beachtet werden, dass bei einer derartigen Anordnung die Masse des Primärteils des Linear-Boosters unabgefedert ist. Hier sei jedoch auf Versuchsfahrten mit der abgesenkten linearen Wirbelstrombremse hingewiesen, die von der DB AG durchgeführt wurden und keinen merklichen Einfluss auf die Laufeigenschaften der Drehgestelle ergaben [Dob88]. Es ist zu erwarten, dass dieses Ergebnis auf den Linearantrieb übertragen werden kann. Für diesen Fall ergibt sich das Einbaumaß aus den im Folgenden angegebenen Werten. Die Einbaubreite des Linear-Boosters ist in Tabelle 4.5 dargestellt. Die Werte ergeben sich aus der äußeren Begrenzungslinie a nach EBO bzw. UIC, der Mindestspurkranzdicke s_{dmin} und dem Radsatzlagerspiel s_{qr} .

Tabelle 4.5: Zulässige Einbaubreite des Linear-Boosters bei Befestigung an den Radsatzlagergehäusen (Maße in mm) .

	Meßkreisdurchmesser > 840 mm	Meßkreisdurchmesser 330 mm bis 840 mm
Minimale Spurkranzdicke s_{dmin}	22	27,5
Abstand a bis zur äußeren Grenzlinie EBO/UIC	135 / 130	135 / 130
Radsatzspiel s_{qr}	-1	-1
Überschneidung \ddot{u} (Tab. 4.3)	-19	-11,5
EBO:Einbaubreite $b_{\text{Einb}} = s_{\text{dmin}} + a - s_{\text{qr}} - \ddot{u}$	137	150
UIC: Einbaubreite $b_{\text{Einb}} = s_{\text{dmin}} + a - s_{\text{qr}} - \ddot{u}$	132	145

Die Einbaubreite ist damit gegenüber der ersten Befestigungsvariante vergrößert bei gleichzeitig verringertem Aufwand zur Befestigung des Antriebs. Die Länge des Antriebs ist bei beiden Varianten durch den Radstand begrenzt und beträgt je nach verwendetem Drehgestell etwa 1400 mm.

Es ist zu beachten, dass die Radsatzlager seitlich nach außen versetzt zur Schienenmittellinie angebracht sind. Da der Linearantrieb über der Schiene anzuordnen ist, entsteht ein Drehmoment durch die Anzugskraft des Antriebs mit dem Hebelarm des Abstands von der Mittellinie des Linearantriebs bis zur Mittellinie des Radsatzlagers. Das Biegemoment ist durch einen Querrahmen aufzunehmen. Ein solcher Rahmen stützt sich auf allen 4 Radsatzlagern ab und trägt den rechten und linken Linearantrieb. Hierbei müssen die Freiheitsgrade der Radsatzlager berücksichtigt werden. Der Rahmen muss die vom Linearantrieb hervorgerufenen Kräfte übertragen, darf die Radsatzlager in ihrer Bewegung jedoch nicht behindern. Vergleichbare Konstruktionen wurden bei den mit

Wirbelstrombremsen ausgerüsteten Drehgestellen des ICE-V eingesetzt, so dass auf damit gemachte Erfahrungen zurückgegriffen werden kann [Dob88, Krö85].

Bei den vorgestellten Befestigungsarten stellt sich die Frage nach der Einstellbarkeit des Luftspaltes. Dies soll im nächsten Abschnitt betrachtet werden.

4.4 Anforderungen an eine Hub-Senkeinrichtung

Abhängig von den gezeigten Befestigungsarten wird die zu montierende Tragkonstruktion unterschiedlichen Beschleunigungen, hervorgerufen durch den Lauf des Radsatzes im Gleis, ausgesetzt werden. Wird die Tragkonstruktion am Drehgestellrahmen fixiert, so ist die gesamte Anordnung über die Primärfederung abgefedert, was zu kleinen Beschleunigungen und, falls der Luftspalt konstant gehalten werden soll, zu großen Wegen führt. Wird der Rahmen hingegen an den Radsatzlagern befestigt, so sind die Verhältnisse umgekehrt (Tabelle 4.6).

Tabelle 4.6: Wege und Beschleunigungen in Abhängigkeit des Befestigungortes [Jö99].

	Befestigung am Drehgestellrahmen	Befestigung an den Radsatzlagern
Beschleunigung	4 g ... 6 g	20 g ... 40 g
Weg, um Luftspalt konstant zu halten	±30 mm	±5 mm

Anhand dieser Werte wird klar, dass sich eine Regelung auf einen konstanten Luftspalt nur unter sehr großem Aufwand realisieren lässt. Die auszuregelnden Störungen treten stochastisch verteilt auf. Es ist nicht möglich, diese vollständig auszuregeln. Bei der Befestigung am Drehgestellrahmen ist der Verfahrensweg zu hoch, um diesen „impulsartig“ mit z.B. einer Ölhydraulik zu kompensieren. Im zweiten Fall sind die Beschleunigungen zu hoch und damit werden die Hydraulikzylinder zu groß und schwer. Ein regelbarer Luftspalt ist somit nicht sinnvoll realisierbar. Damit bleibt als mögliche Alternative die Absenkung auf einen festen Punkt. Der Linear-Booster wird nur im Betrieb auf einen festen Punkt abgesenkt, d. h. der Booster wird auf die Radsatzlager abgesenkt. Im ausgeschalteten Zustand ist der Booster abgefedert im Drehgestell aufgehängt. Die Hub-Senkeinrichtung ist nur für das Eigengewicht des Primärteils inklusive Tragrahmen zu konzipieren (Masse wie bei der Wirbelstrombremse im ICE 3 etwa 850kg). Die Einleitung vorhandener Tangentialkräfte sollte nicht in die Radsatzlager, sondern über eine Pendelstütze direkt in den Drehgestellrahmen erfolgen. Es ergeben sich dadurch ähnliche Verhältnisse wie bei der Tragkonstruktion der Wirbelstrombremse des ICE 3 (Bild 4.6). Bei Testfahrten mit abgesenkter Wirbelstrombremse beim ICE 3 hat sich zudem herausgestellt, dass die zusätzliche Masse im Drehgestell keinen merklichen Einfluss auf die Laufeigenschaften des Drehgestells hat. Es ist daher zu prüfen, ob nicht komplett auf eine Hub-Senkeinrichtung verzichtet werden kann und der Linear-Booster permanent auf die Radsatzlager abgestützt wird. Untersuchungen hierzu werden im Hause SIEMENS durchgeführt.

4.5 Schienendurchbiegung

Die Oberbaubeanspruchung durch die vorgestellten Primärteile stellt einen sicherheitstechnischen Aspekt dar, der untersucht werden muss. Werden die Linear-Booster-Varianten wie zuvor beschrieben im Drehgestell zwischen den beiden Radsätzen direkt über der Fahrschiene angeordnet, so werden sich Primärteil und Schiene aufgrund des magnetischen Zugs anziehen. Die Fahrschiene wird dadurch leicht aus dem Gleisbett gehoben. Eine erste Abschätzung der Höhe der Auslenkung lässt sich durch die Biegebalkentheorie geben. Die Schiene wird hierzu zunächst in einem ersten Schritt als Balken mit fester Einspannung in den Radaufstandspunkten nachgebildet. Die Anzugskraft des Primärteils wird durch eine Streckenlast modelliert. Die Schwellen, wie in Bild 4.10, sind dabei nicht berücksichtigt. Eine feste Einspannung zur Modellierung wurde gewählt, da die Schiene im Radaufstandspunkt bei festem Untergrund sowohl zwischen Rad und Schiene eingepresst ist und zudem aufgrund der durchgängig geschweißten Schienenstränge eine gewisse Einspannung gegeben ist. Die Kenndaten der Schiene sind in Tabelle 4.7 dargestellt. Der Vollständigkeit halber ist hier noch die Masse der Schiene angegeben. Sie wird zur Berechnung des masselos angenommen Biegebalkens nicht benötigt. Die vollständigen Berechnungsgleichungen sind im Anhang A1 angegeben.

Tabelle 4.7: Kenndaten der Schiene UIC 60 und des Drehgestells [Norm99, Kie96].

E-Modul	$2,1 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2$	Flächenträgheitsmoment um Hauptachse I_y	$3,055 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$
Zugfestigkeit σ	1080 N/mm^2	Masse der Schiene	$60,3 \text{ kg/m}$
Lage der Trägheits-hauptachse	91 mm von SO	Länge der Streckenlast	1200 mm
Radstand BR 152	3000 mm	Radaufstandskraft	als feste Einspannung simuliert

Die Durchbiegung der Schiene ist für verschiedene Anzugskräfte in Bild 4.9 dargestellt. Die Streckenlast wurde über eine Länge von 1200 mm in der Mitte zwischen zwei Radsätzen angenommen. Der Radstand beträgt 3000 mm. Die festen Einspannungen befinden sich entsprechend dem Radstand bei $x_1 = 0$ und $x_2 = 3000$ mm. Die maximale Auslenkung d tritt in der Mitte der beiden Radaufstandspunkte auf, sie beträgt bei einer angenommenen Normalkraft $F_n = 50$ kN $d = 0,96$ mm. Die höchste auftretende Normalspannung σ in der obersten Faser der Schiene tritt aufgrund der angenommenen festen Einspannung in den Radaufstandspunkten auf. Sie beträgt bei $F_n = 50$ kN $\sigma = 50 \text{ N/mm}^2$ und hat einen genügend großen Sicherheitsabstand zu dem in Tabelle 4.7 angegebenen maximal zulässigen Wert der Festigkeit von $\sigma = 1080 \text{ N/mm}^2$. In diesem Modell wurden sowohl die Schwellen als auch die Kontaktkräfte zwischen Gleis und Oberbau vernachlässigt. Es dient nur einer groben Abschätzung der Verhältnisse.

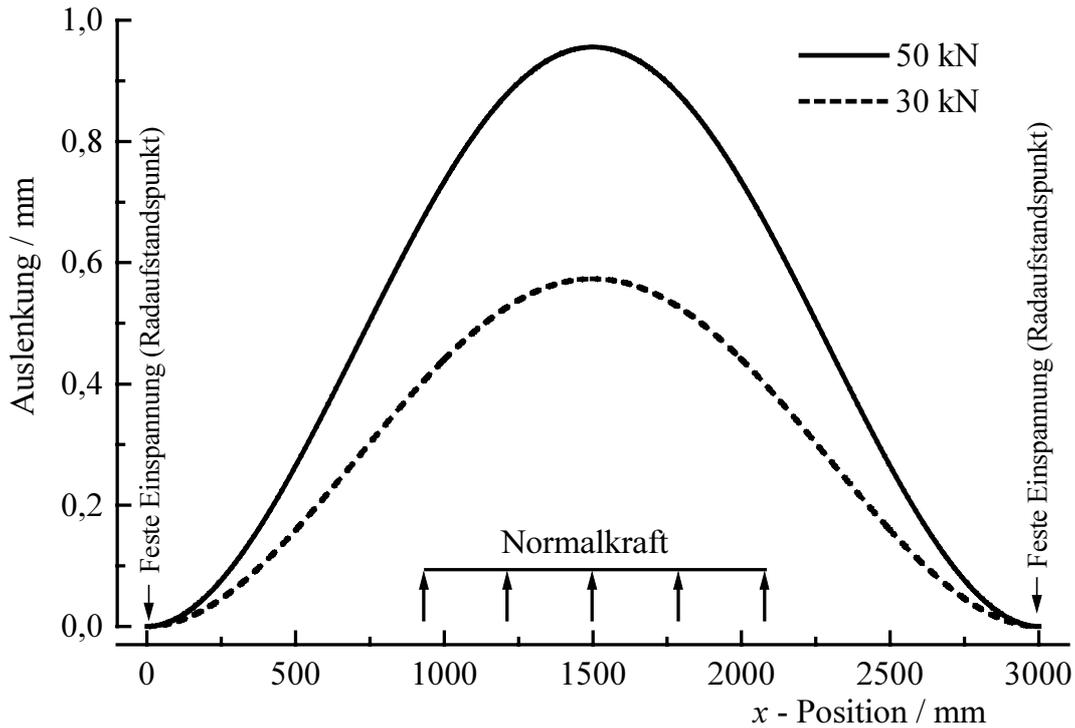


Bild 4.9: Schienenauslenkung bei fester Einspannung des Biegebalkens in den Radaufstandspunkten.

Das Modell des Biegebalkens wird nun in einem zweiten Schritt verfeinert, indem das komplette Gleis inklusive Schwellen und Kontaktkräften zum Schotterbett berücksichtigt werden soll. In Wirklichkeit kommt es beim Befahren des Gleiskörpers im Radaufstandspunkt durch die Gewichtskraft der Radsätze zu einer Einsenkung der Schiene, in deren Folge es zu einer Durchbiegung der Schiene kommt. Das Gleis wird in den Oberbau gedrückt. Dieser Sachverhalt kann durch eine Feder-Masse-Anordnung beschrieben werden. Die Schiene wird hierbei als Biegebalken mit diskreter Massenverteilung nachgebildet. Am Rand des Modells ist die Schiene aus Gründen der Vereinfachung wieder fest eingespannt. Die Einspannung ist nun jedoch soweit nach außen versetzt, das die Annahme der festen Einspannung das Ergebnis der Berechnung nicht mehr verfälscht. Die Modellierung erfolgte mit dem Finite-Elemente-Programm ANSYS. Tabelle 4.7 ist hierzu als Tabelle 4.8 um einige Parameter zu erweitern.

Tabelle 4.8 Daten für Modellbildung der Gleisbeanspruchung mit ANSYS.

E-Modul	$2,1 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2$	Flächenträgheitsmoment um Hauptachse I_y	$3,055 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$
Zugfestigkeit	1080 N/mm^2	Masse der Schiene	60,3 kg/m
Lage der Trägheits-hauptachse	91 mm von SO	Federkonstante (Holz-schwellen in Schotterbett)	$50 \cdot 10^6 \text{ N/m}$
Schwellenabstand	600 mm	Radaufstandskraft (ohne Anzugskraft)	860 kN
Radstand BR 152	3000 mm	Abstand der Einspannungen	15.000 mm

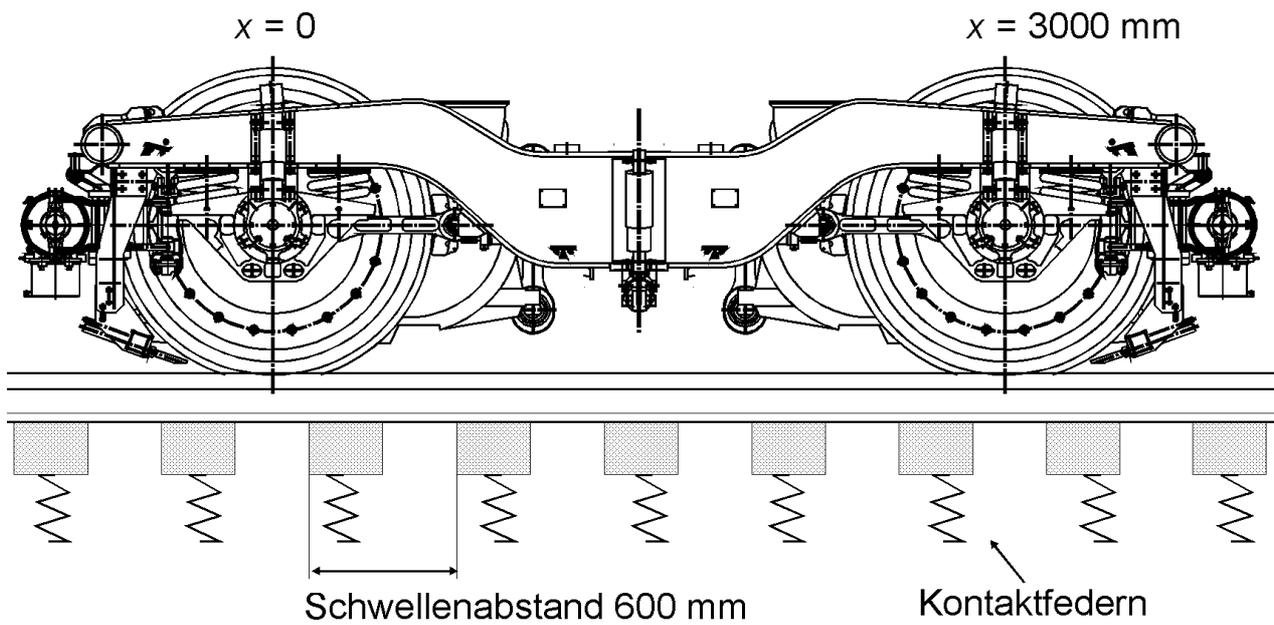


Bild 4.10: Gleis mit Berücksichtigung des Schwellenabstandes.

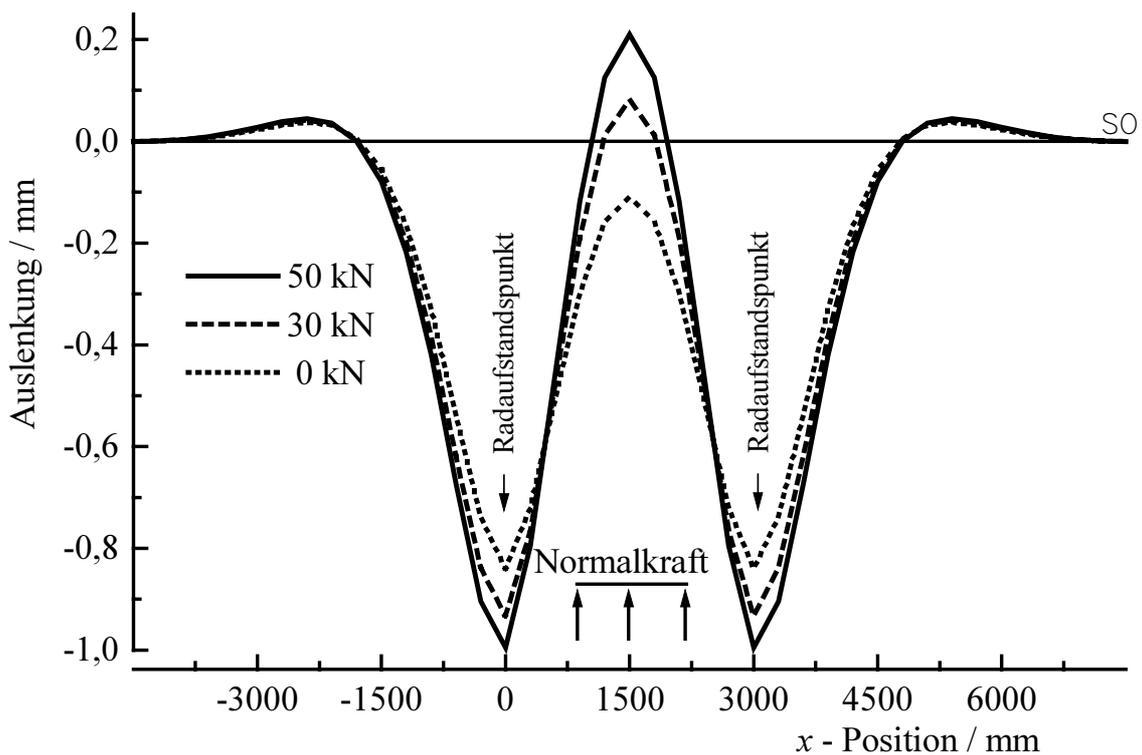


Bild 4.11: Schienenauslenkung aufgrund der Normalkraftbeanspruchung des Linear-Boosters (ANSYS-Modell).

Die Radaufstandspunkte sind zwischen zwei Schwellen in das sogenannte Schwellenfach gelegt, um die größt mögliche Belastung des Gleises zu erhalten. Bild 4.11 zeigt den Verlauf der Auslenkung des Gleises in Abhängigkeit der Normalkraft. Ist die Normalkraft nicht

vorhanden (0 kN), senkt sich das Gleis in den Radaufstandspunkten um ca. 1 mm ein. Durch die Biegekräfte und Momente senkt sich die Schiene auch in der Mitte zwischen beiden Radsätzen in das Schotterbett ab. Wird zusätzlich die Normalkraft aufgebracht, so wird die Schiene immer mehr in ihre Ausgangslage (Schieneoberkante SO in ungestörtem Zustand) gezogen. Der Vorgang ist völlig unbedenklich, solange nicht das Gleis in Hohllage, d. h. über SO hinaus gezogen wird. Im Bereich $F_n = 30 \dots 40$ kN bewegt sich diese Hohllage jedoch in einer Größenordnung von 0,1 mm. Allein durch die Radaufstandskraft der Lokomotive kommt es zur Hohllage des Gleises, wie links und rechts von den Radaufstandspunkten in den Punkten $x_1 = -2000$ mm und $x_2 = 5000$ mm zu erkennen ist. Diese bewegt sich ebenfalls in der Größenordnung von 0,1 mm. Die Beanspruchung durch die Linearmotoreinrichtung führt damit zu Belastungen, wie sie auch durch die alleinige Radaufstandskraft hervorgerufen werden. Daraus lässt sich folgern, dass die Normalkraft keinen schädlichen Einfluss auf den Oberbau haben wird.

Fazit

In diesem Kapitel wurden die Einbaumöglichkeiten für die verschiedenen Booster-Varianten untersucht. Unter Einhaltung der Randbedingungen nach der Eisenbahnbau und Betriebsordnung kommen nur Varianten mit horizontaler Reaktionsschiene (Sekundärteil) in Betracht. Hierbei kann sowohl ein zusätzliches Sekundärteil im Gleis als auch die Fahrschiene als Sekundärteil verwendet werden. Hinsichtlich der Anwendbarkeit des Antriebs im gesamten Streckennetz der Deutschen Bahn AG ist die Verwendung der normalen Fahrschiene als Sekundärteil zu favorisieren. Die Breite des Linearantriebs ist aber auf ca. 130 mm ... 150 mm eingeschränkt. Aufgrund der magnetischen Anzugskräfte zwischen Primär- und Sekundärteil wird das Gleis an das Primärteil gezogen. Die dabei entstehende zusätzliche Belastung für das Gleis ist gering.

5 Auswahl der Linear-Booster-Varianten

In den folgenden Kapiteln werden drei Linear-Booster-Varianten näher vorgestellt. Allen Varianten ist gemein, dass sie im Drehgestell von Lokomotiven angeordnet werden und die Einbaubeschränkung der DB AG einhalten müssen. Der einzuhaltende Bauraum ist bei den einzelnen Varianten jedoch unterschiedlich, da sowohl Varianten untersucht werden, für die der Fahrweg abzuändern ist, als auch Varianten berechnet werden, für die der Fahrweg keinen Änderungen unterzogen werden muss.

5.1 Einsatz unterschiedlicher Sekundärteile

Die Boostervarianten verwenden unterschiedliche Sekundärteile, deren Vor- und Nachteile im Folgenden aufgezeigt werden.

5.1.1 Vor- und Nachteile der normalen Fahrschiene als Sekundärteil

Wird die normale Fahrschiene als Sekundärteil für die **Booster**-Anwendung benutzt, so sind die Abmessungen der Aktivfläche dieser Variante sehr stark eingeschränkt. Nur der Schienenkopfbereich kann als Reaktionsfläche zur Erzeugung von Normal- und Tangentialkräften genutzt werden (vgl. Bild 4.7 mit Schienenprofil UIC 60). Die Höhe der erzeugten Normal- und Tangentialkräfte wird sowohl von der zur Verfügung stehenden Aktivfläche als auch von den Materialeigenschaften des Schienenwerkstoffes, insbesondere der elektrischen Leitfähigkeit und der Magnetisierbarkeit stark beeinflusst. Bei dem auf Strecken der DB AG verwendeten Schienenwerkstoff handelt es sich um einen Stahlguss, dem aus mechanischen Gründen verschiedene Stoffe beigemischt (zulegiert) sind. Tabelle 5.1 zeigt die Stoffanteile in der Legierung.

Tabelle 5.1: Materialzusammensetzung verschiedener Qualitätsstufen nach UIC60 [Müh00].

Bezeichnung	Kohlenstoff %	Mangan %	Silizium %	Chrom %	Phosphor max. %	Schwefel max. %
700	0,4 – 0,8	0,8 – 1,25	0,05 – 0,35	-	0,05	0,06
900A	0,6 – 0,8	0,8 – 1,3	0,1 – 0,5	-	0,04	0,04
900B	0,55 – 0,75	1,3 – 1,7	0,1 – 0,5	-	0,04	0,04
1100	0,6 – 0,82	0,8 – 1,3	0,3 – 0,9	0,8 – 1,3	-	0,03

Der Kohlenstoffgehalt liegt unter 1 %. Bei einem höheren Kohlenstoffgehalt würde der Stahl für die hier vorliegende Anwendung zu spröde (Stahl mit einem Kohlenstoffgehalt > 2 % bezeichnet man als Gusseisen) [Dub97]. Die Anteile von Phosphor und Schwefel werden klein gehalten, da sie den Stahl spröde machen. Die Beimengung von Chrom erhöht die Rostbeständigkeit. Silizium steigert die mechanische Festigkeit und verbessert ebenfalls das Korrosionsverhalten. Mangan in Anteilen um 1 % verbessert die Verschleißfestigkeit der Schiene und ist daher entscheidend für die Qualität der Schiene. In elektrotechnischer Hinsicht ist das Beimengen von Mangan jedoch von Nachteil. Es verschlechtert die

Magnetisierbarkeit des Materials. Die B - H -Kennlinie (Bild 5.1) gibt die schlechten magnetischen Eigenschaften des Materials wieder, woran sich ein hoher Magnetisierungsbedarf zur Erzeugung hoher Feldstärken und entsprechend hoher Anzugskräfte ablesen lässt. Entscheidend für die Wahl der Fahrschiene als Sekundärteil ist jedoch, dass diese **Booster**-Variante auf dem gesamten Streckennetz eingesetzt werden kann, ohne dass hierzu Veränderungen am Gleiskörper vorgenommen werden müssen.

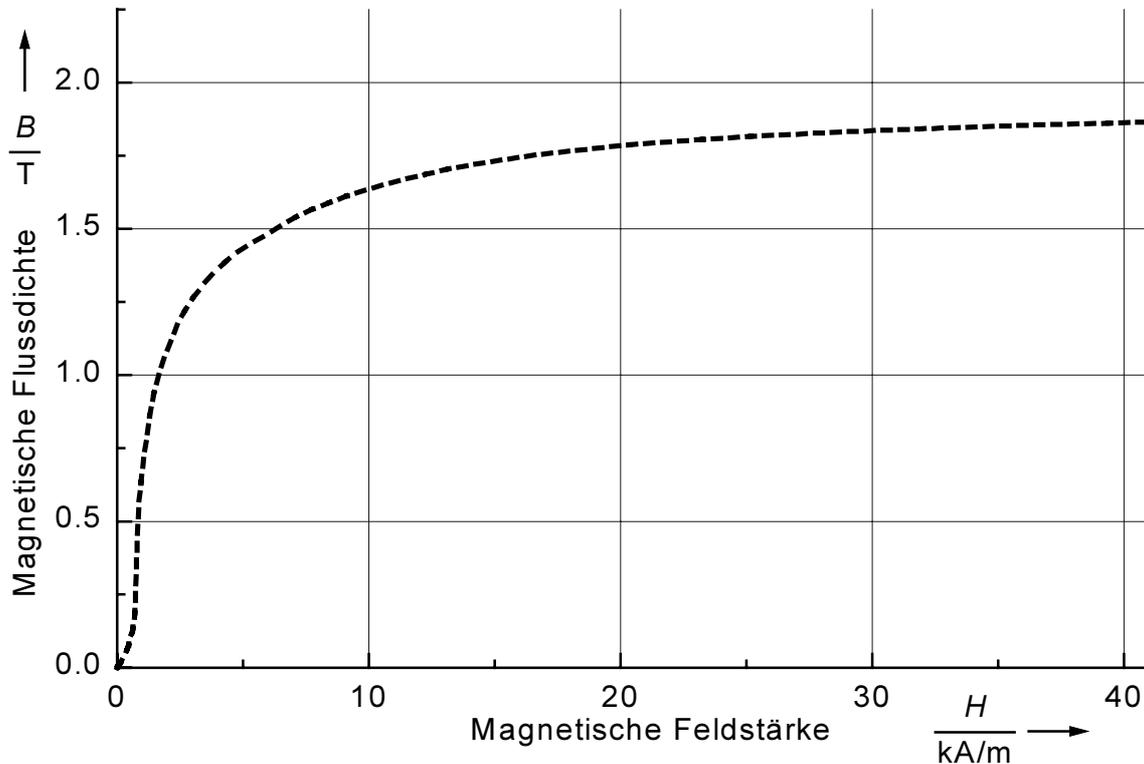


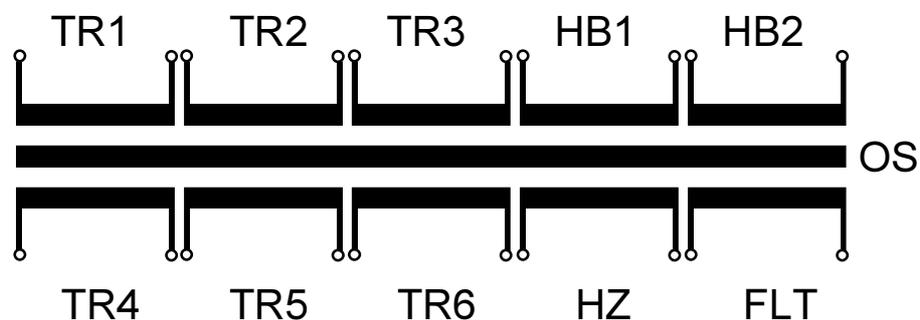
Bild 5.1: Magnetisierungskennlinie der Fahrschiene [Har85].

5.1.2 Vor- und Nachteile einer zusätzlichen Reaktionsschiene als Sekundärteil

Die Variante mit gesonderter Reaktionsschiene bietet den Vorteil, dass sie im Fahrweg zwischen den Schienen angebracht werden kann. Damit ist die zur Erzeugung der gewünschten Normal- und Tangentialkräfte zur Verfügung stehende Fläche größer als bei der Variante mit der Fahrschiene als Sekundärteil. Bei gleichen Kraftdichten ist damit auch die erzeugte Kraft größer. Es können Materialien verwendet werden, die aus elektrotechnischer Sicht günstig anzusehen sind. Der Antrieb arbeitet berührungslos, mechanische Abnutzungen sind nicht zu erwarten. Das Sekundärteil kann z. B. ähnlich einer Käfigwicklung einer rotierenden Asynchronmaschine ausgeführt werden. Als Leitermaterial kann Aluminium eingesetzt werden. Nachteilig ist, dass ein Booster mit zusätzlicher Reaktionsschiene nur auf entsprechend ausgestatteten Strecken eingesetzt werden kann, was diese Variante aufwendig und teuer macht. Auf die erzielbaren Kräfte, mögliche Einbauräume und den Zugkraftgewinn wird in Kapitel 8 näher eingegangen.

5.2 Energieversorgung der Linear-Booster-Varianten

Unabhängig von der gewählten Linear-Booster-Variante muss die Energieversorgung aller Komponenten auf dem Schienenfahrzeug sichergestellt sein. Hierzu wird auf die Hauptkomponenten des Traktionstransformators am Beispiel der Baureihe 152 eingegangen. Die Oberspannungswicklung (OS) auf der Primärseite des Transformators liegt über den Hauptschalter an der Fahrdrabtspannung (in Deutschland: $U_{\text{OSr}} = 15 \text{ kV}$, $f = 16,7 \text{ Hz}$). Auf der Sekundärseite sind mehrere Wicklungen angeordnet. Es sind dies die 2 x 3 Traktionswicklungen zur Versorgung der 4 Quadrantensteller beider Drehgestelle, die beiden Hilfsbetriebewicklungen zur Versorgung der Hilfsbetriebeumrichter, die Heizwicklung zur Versorgung der Zugsammelschiene und die Filterwicklung (Bild 5.2). Tabelle 5.2 stellt die Daten des Haupttransformators zusammen.



- OS : Oberspannungswicklung
- TR 1..6 : Traktionswicklungen
- HB 1..2 : Hilfsbetriebewicklungen
- HZ : Heizwicklung
- FLT : Filterwicklung

Bild 5.2: Prinzipdarstellung der Transformatorwicklungen am Beispiel der BR 152.

Tabelle 5.2: Daten des Haupttransformators BR 152.

Wicklungsart	Spannung U / V	Scheinleistung S / kVA
Oberspannungswicklung	15000	7720
Traktionswicklung	1470	1140
Heizwicklung	1000	600
Hilfsbetriebewicklung 1	200	80
Hilfsbetriebewicklung 2	330	80
Filterwicklung	1000	100

Verbraucher mit sehr hoher Leistung $S > 600 \text{ kVA}$ können nur über die Traktionswicklungen angeschlossen werden. Verbraucher bis zu einer Leistung $S \leq 600 \text{ kVA}$ lassen sich über die Heizwicklung versorgen. Über sie werden Heizung und Klimageräte von Personenwagen versorgt. Im Güterverkehr ist diese Wicklung unbenutzt. Die Hilfsbetriebewicklungen zur Versorgung von Kühlmittelpumpen, Lüftern,

Druckluftkompressor und Batterieladegerät sind hingegen ständig belastet, wenn auch abhängig von Temperatur und Betriebszustand der Lokomotive. Die Traktionseinrichtung stellt den größten Verbraucher auf der Lokomotive dar. Bild 5.3 zeigt das Hauptstromschema für ein Drehgestell. Jeder Fahrmotor (FM) mit einer Leistung $P = 1,4 \text{ MW}$ wird von einem eigenen Pulswechselrichter (PWR) gespeist. Die Vierquadrantensteller (4QS) auf der Eingangsseite des Stromrichters werden von den drei Traktionswicklungen des Transformators versorgt. Der Zwischenkreis (ZK) besteht aus den beiden Zwischenkreiskondensatoren und parallel dazu aus einem Saugkreis (aufgebaut aus einer Reihenschaltung eines Kondensators mit einer Spule), der auf 33,3 Hz abgestimmt ist und die bei der Gleichrichtung verursachte Leistungspulsation kompensiert. Im normalen Betrieb sind die Schalter im Zwischenkreis geschlossen. Im Falle einer Störung kann der Zwischenkreis aufgetrennt werden.

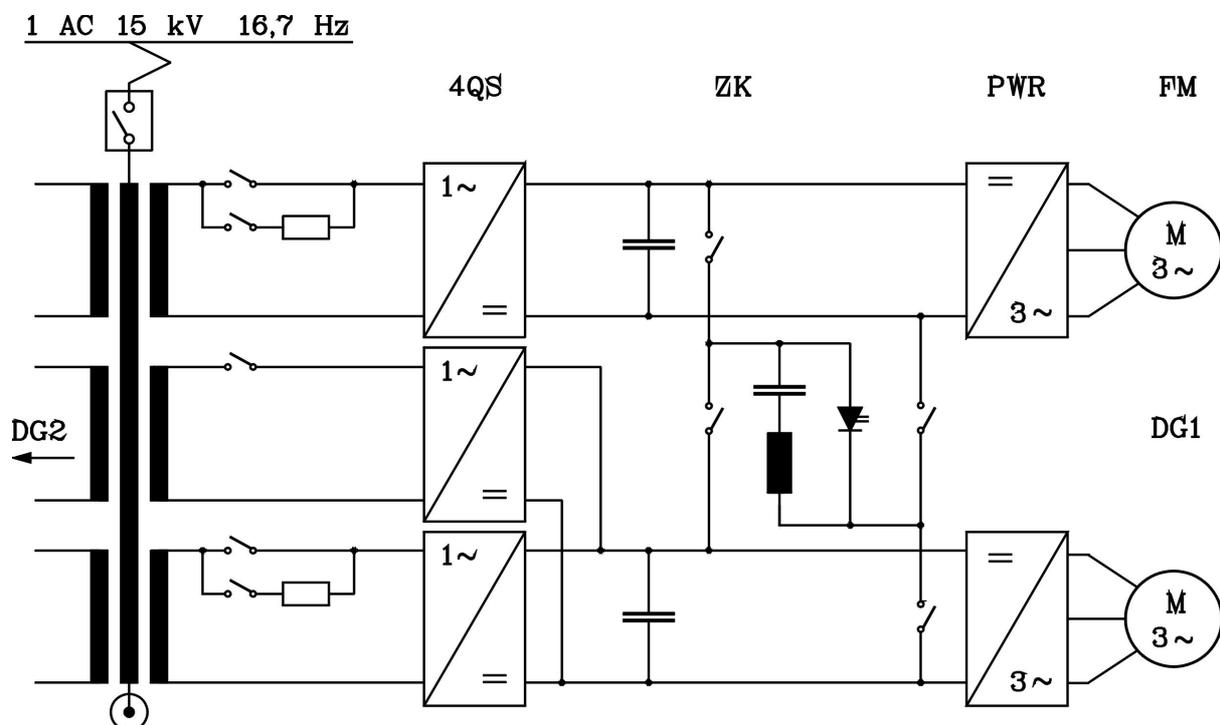


Bild 5.3: Hauptstromschema für ein Drehgestell der BR 152 [Kie96].

Einer der beiden Traktionsumrichterschranke mit eingangsseitigem Vierquadrantensteller und den ausgangsseitigen Wechselrichtern sowie seine Anordnung in der BR 152 ist in den Bildern 5.4, 5.5 dargestellt. Der Traktionsumrichterschrank hat ein Bauvolumen von $B \times H \times T = 3800 \times 1980 \times 1000 \text{ mm}^3$ und eine Masse inklusive Kühleinrichtung von $m = 2 \text{ t}$. Der Traktionsumrichter besteht aus insgesamt 12 Modulen (Bild 5.3). Mit 3×2 Modulen werden die Vierquadrantensteller aufgebaut, mit weiteren 2×3 Phasenmodulen die beiden Traktionswechselrichter. Tabelle 5.2 fasst die elektrischen Daten zusammen.

Tabelle 5.3: Daten des Traktionsumrichters der Baureihe 152.

Zwischenkreisspannung U_d	2,4 kV	Klemmenspannung U_{verk}	1870V
Nennfrequenz f_N bei 85 km/h	74 Hz	Anfahrstrom I_a	700 A
Wechselrichtertaktfrequenz f_T	260 Hz	Nennstrom I_N	640 A

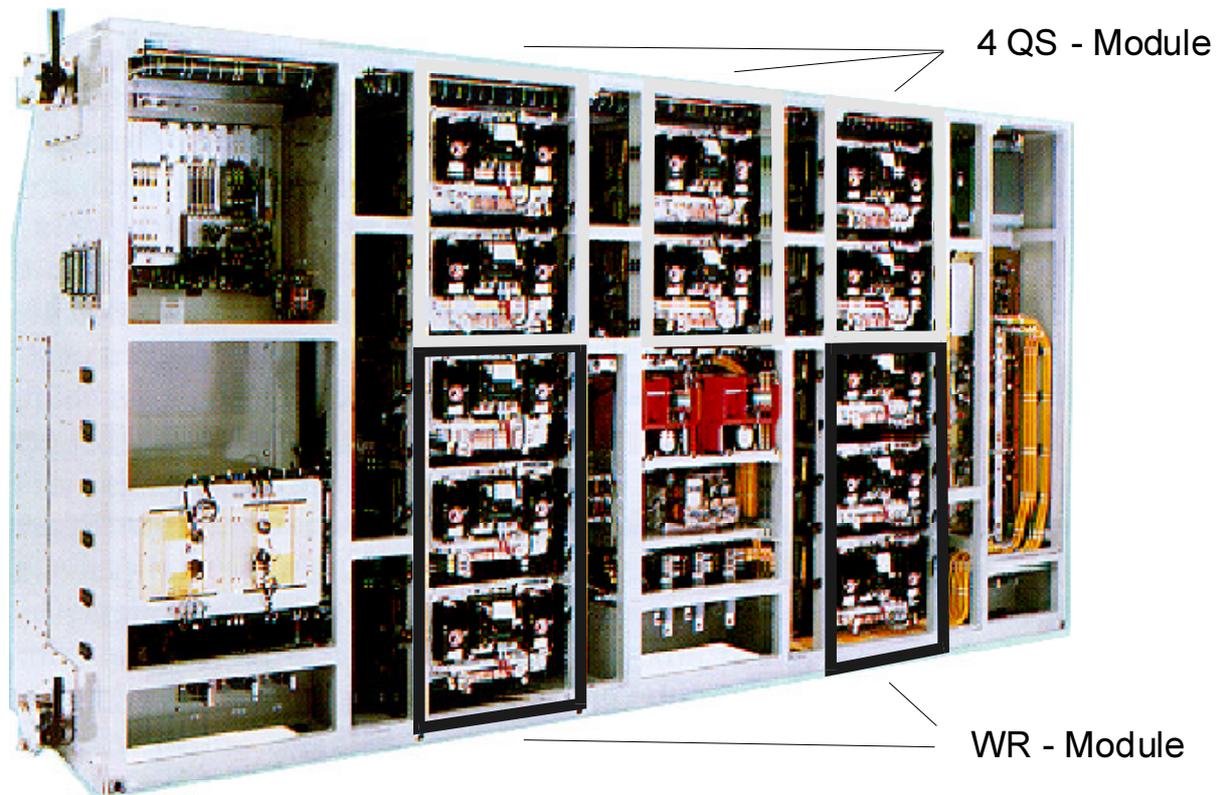


Bild 5.4: Traktionswechselrichter der BR152 für ein Drehgestell mit Einzelachsregelung [Kie96].

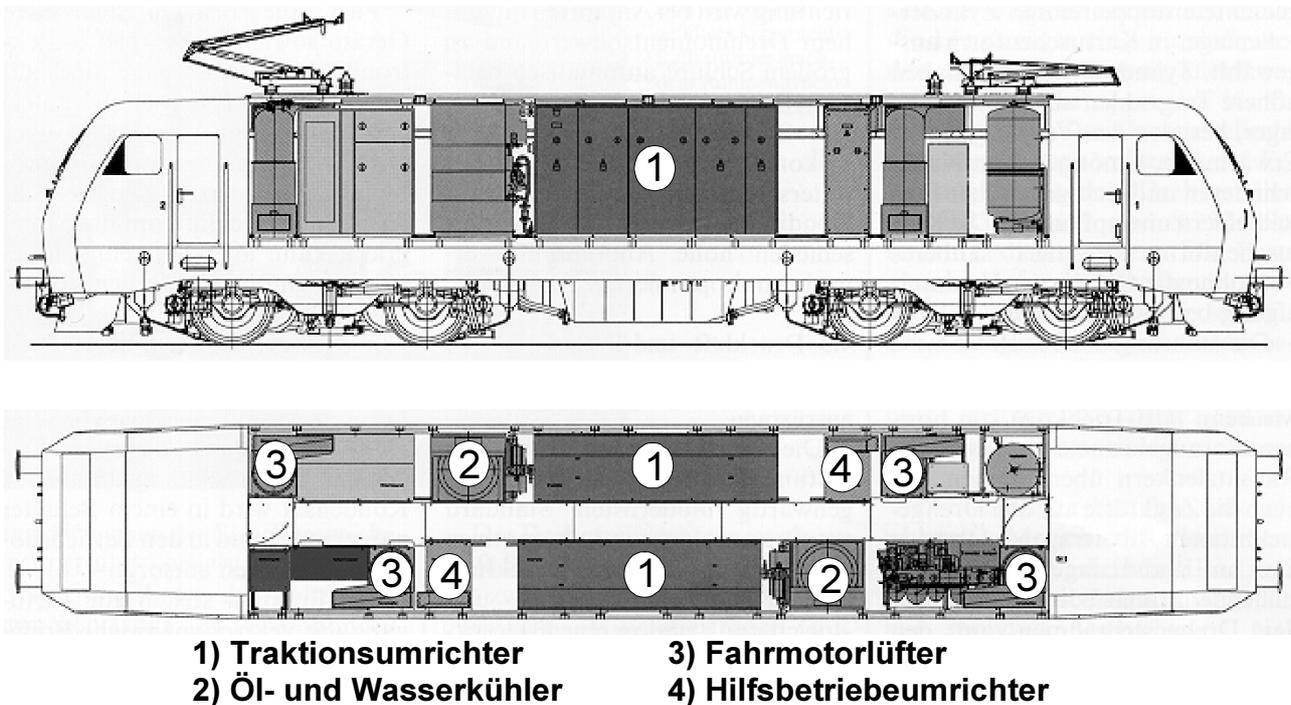


Bild 5.5: Geräteanordnung im Maschinenraum der BR 152 [Kie96].

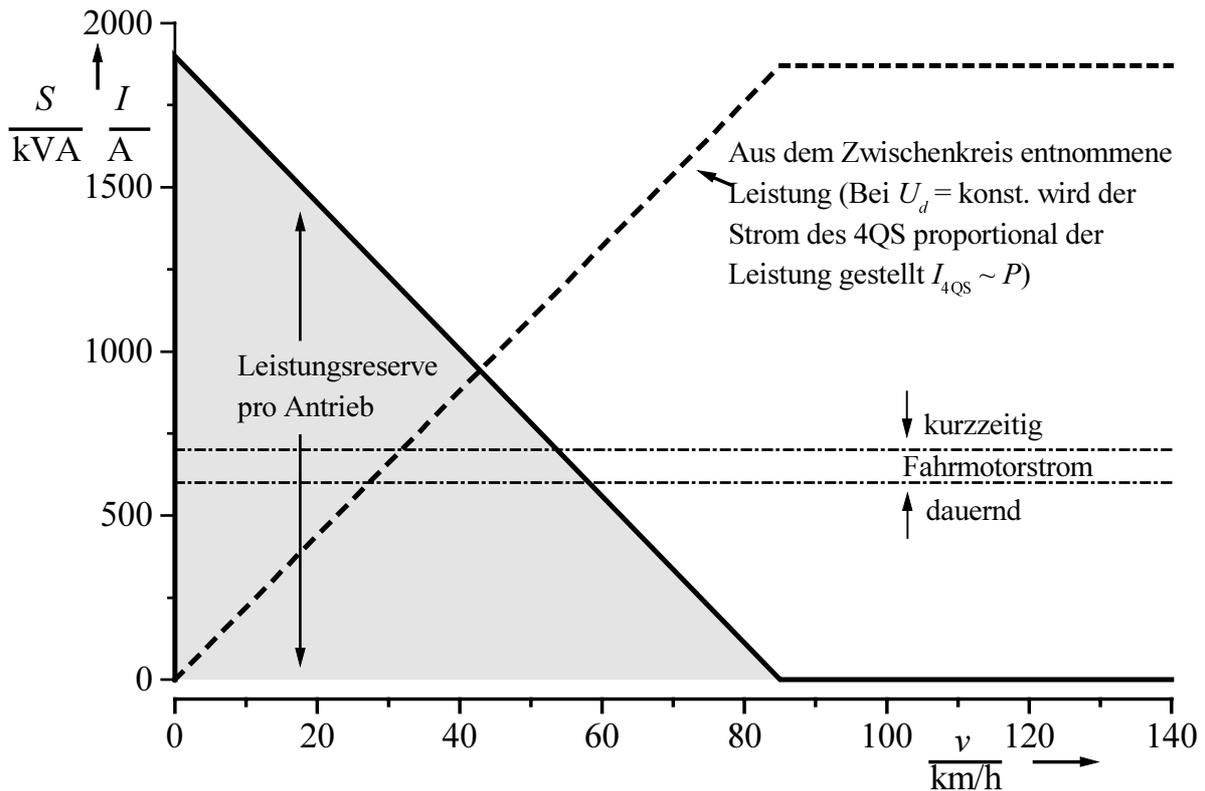


Bild 5.6: Zwischenkreisleistung und Fahrmotorstrom für einen Traktionswechselrichter.

Bild 5.6 zeigt das S-v-Diagramm für einen Traktionsumrichter. Die Umrichterausgangsspannung und damit die Umrichterleistung steigt zum Typenpunkt hin auf $U_d = 2,4$ kV bzw. $S = 1900$ kVA an und bleibt bei höheren Geschwindigkeiten konstant. Der Strom des eingangsseitigen Vierquadrantenstellers wird dabei proportional zur Leistung erhöht. Damit ergibt sich die eingezeichnete Leistungsreserve, die für den Betrieb der verschiedenen Booster-Varianten genutzt werden kann. Im Diagramm eingezeichnet ist zusätzlich der Fahrmotorstrom. Er bewegt sich im Bereich von 640 A Dauerstrom bis 700 A Kurzzeitbelastung. Begrenzend wirken der Strom, der von den Umrichterventilen geführt werden muss, und die maximal mögliche Ausgangsspannung des Wechselrichters.

Folgende Möglichkeiten der Speisung der Linear-Booster sind denkbar:

- **Eigener Umrichter** für den Linear-Booster bestehend aus Gleich- und Wechselrichter.
- **Zusätzlicher Wechselrichter**, aus dem Zwischenkreis der Lokomotive versorgt.
- **Gemeinsamer Wechselrichter** zur Speisung des Linear-Boosters und des Traktionsmotors.
- **Gleichstromsteller** im Falle des DC-Linear-Boosters.

5.2.1 Eigener Umrichter für den Linear-Booster

Die aufwendigste Variante stellt die Versorgung mit einem eigenen Umrichter dar. Aus Platzgründen auf der Lokomotive kommt diese Möglichkeit nur für zukünftige Lokomotivgenerationen in Frage, bei denen dieser Umrichter von Beginn mit einzuplanen wäre. Abhängig von dem angestrebten Leistungsbereich der Linearmaschine müsste neben dem zusätzlich zu installierenden Umrichter auch der Transformator verstärkt werden, um die geforderte höhere Leistung bereit stellen zu können. Aufgrund der eingeschränkten Platzverhältnisse und der Gewichtsbeschränkung auf der Lokomotive ist diese Variante als wenig praktikabel anzusehen.

5.2.2 Zusätzlicher Wechselrichter am Zwischenkreis

Eine Alternative stellt die Verwendung des vorhandenen Zwischenkreises zur Versorgung eines zusätzlichen Wechselrichters dar. Entscheidend hierbei ist, dass der Zwischenkreis nur die Wirkleistung für den 3-phasigen Ausgangswechselrichter zur Verfügung stellen muss. Nach [Je95] erzeugt der 3-phasige Ausgangswechselrichter die benötigte Blindleistung selbst.

5.2.3 Gemeinsamer Wechselrichter für Linear-Booster und Traktionsmotor

Auf einen zusätzlichen Umrichter kann komplett verzichtet werden, falls Linear-Booster und Traktionsmotor von einem gemeinsamen Umrichter gespeist werden. Allerdings kann dann der Schlupf für den Linear-Booster nicht mehr frei gewählt werden, sondern wird von der Regelung des Fahrmotors vorgegeben. Außerdem wird durch ein Zusammenschalten von Linear-Booster und Traktionsmotor die Stranginduktivität verändert, was zu Veränderungen in den Oberschwingungsströmen führt. Bei Reihenschaltung von Traktionsmotor und Linear-Booster wirkt der Linear-Booster wie eine Motorvordrossel, die den Oberschwingungsgehalt zu reduzieren vermag. Bei Parallelschaltung der beiden Antriebe wird sich die Stranginduktivität aufgrund der zu erwartenden kleinen Hauptinduktivität des Linear-Boosters verringern, was sich negativ auf den Oberschwingungsgehalt des Wechselrichterausgangsstroms auswirken kann [App82].

5.2.4 Gleichstromsteller für DC-Linear-Booster

Die einfachste Variante stellt die Versorgung eines DC-Linear-Boosters dar. Es muss nur ein Gleichstromsteller versorgt werden, der die Stromwärmeverluste der Erregerspule deckt. Der Leistungsbedarf ist daher klein. Die Versorgung des Gleichstromstellers kann über die Heizwicklung erfolgen. Sie ist für Leistungen bis zu $S = 600$ kVA ausgelegt (Tabelle 5.2).

Fazit

Es werden verschiedene Booster-Varianten untersucht. Die Booster-Variante als Asynchron-Kurzstator-Linearantrieb mit der Fahrschiene als Sekundärteil bieten den Vorteil, dass sie auf dem gesamten Streckennetz der DB AG eingesetzt werden können. Der verfügbare kleine Einbauraum ist jedoch von Nachteil. Die Variante mit zusätzlichem Sekundärteil im Gleis umgeht den kleinen Einbauraum. Sie ist allerdings auf Sonderstrecken beschränkt. Die elektrische Versorgung der Booster-Varianten muss vom Fahrzeug aus geschehen. Je nach Variante ist der Leistungsbedarf unterschiedlich hoch. Bei der Speisung aus dem lokomotiveigenen Wechselrichter muss geprüft werden, ob ein Zusammenschalten von Booster und Traktionsantrieb ohne weiteres möglich ist. Beim DC-Booster müssen nur die Stromwärmeverluste der Erregerwicklung gedeckt werden. Der benötigte Gleichstromsteller kann über die Heizwicklung versorgt werden.

6 Modell zur analytischen Berechnung asynchroner Linear-Booster

Wie in den vorangegangenen Kapitel beschrieben, sollen verschiedenen Linearmotorvarianten untersucht werden. In [Hof02] wurden hierzu Berechnungen mit der Methode der Finiten Elemente angestellt, die die bereits bei der DB AG eingesetzte Wirbelstrombremse nachbildeten, aber auch Berechnungsergebnisse für die Drehstromvarianten von Asynchron-Linearmotoren lieferten. Die vorliegende Arbeit ergänzt diese Berechnungen durch dreidimensionale analytische Modelle. Anhand der analytischen Modelle lassen sich verschiedene Effekte (z. B. Oberwelleneinflüsse) gezielt untersuchen und die Ergebnisse der numerischen Berechnung besser interpretieren.

6.1 Das Modell

Das Modell, wie es in ähnlicher Weise in [Bo81] beschrieben ist, verwendet die *Fourier*-Synthese, um die elektrische Durchflutungsverteilung der Maschine nachzubilden. Das Primärteil wird in Bewegungsrichtung als unendlich fortgesetzt angenommen, was nach [Ob73] nur einen geringen Einfluss auf die Genauigkeit der berechneten Kräfte ergibt. In Querrichtung wird ebenfalls eine unendliche Folge von Primärteilen angenommen. Die elektrische Durchflutungsverteilung der Maschine ist so zu wählen, dass sowohl in Bewegungsrichtung als auch in Querrichtung eine ausreichend große Lücke zwischen zwei Primärteilen entsteht, innerhalb der das Feld außerhalb der Maschine auf Null abgebaut werden kann. Durch die periodische Aneinanderreihung der Primärteile mit Hilfe der *Fourier*-Reihe werden sowohl die endliche Länge l_s als auch die endliche Breite b der Maschine nachgebildet (Bild 6.1). Das Sekundärteil wird durch einen zum Luftspalt hin begrenzten Halbraum konstanter elektrischer Leitfähigkeit κ und konstanter Permeabilität μ nachgebildet.

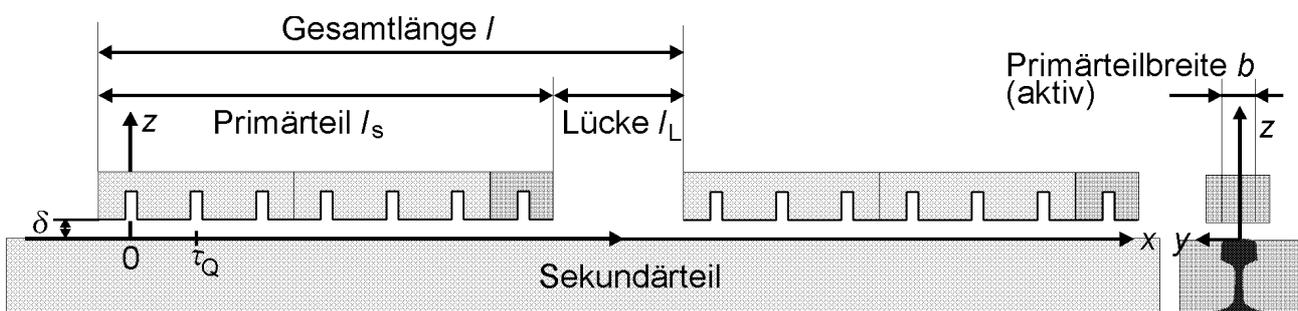


Bild 6.1: Simulationsmodell für den Asynchron-Linear-Booster.

In Fahrtrichtung wird die Durchflutungsverteilung in Abhängigkeit der Spulenanordnung angegeben. Ausgegangen wird von einer stromgespeisten Maschine. Die Durchflutungsverteilung wird hierzu durch Integration von an der Primärteiloberfläche gedachten Strombelagswellen dargestellt.

$$\alpha_v(x, t) = \hat{\alpha}_v \cos(\omega t - v\xi - \varphi_v) = \Re \left\{ \hat{\alpha}_v \cdot e^{j(\omega t - v\xi)} \right\} ; \text{ mit } \xi \text{ nach (6.8)} \quad (6.1)$$

$$\sum_v \theta_v = \sum_v \int \alpha_v dx \quad (6.2)$$

Anhand einer Zweischichtwicklung mit halbbewickelten Endpolen wird die Vorgehensweise erläutert.

6.2 Die Durchflutungsverteilung im Primärteil

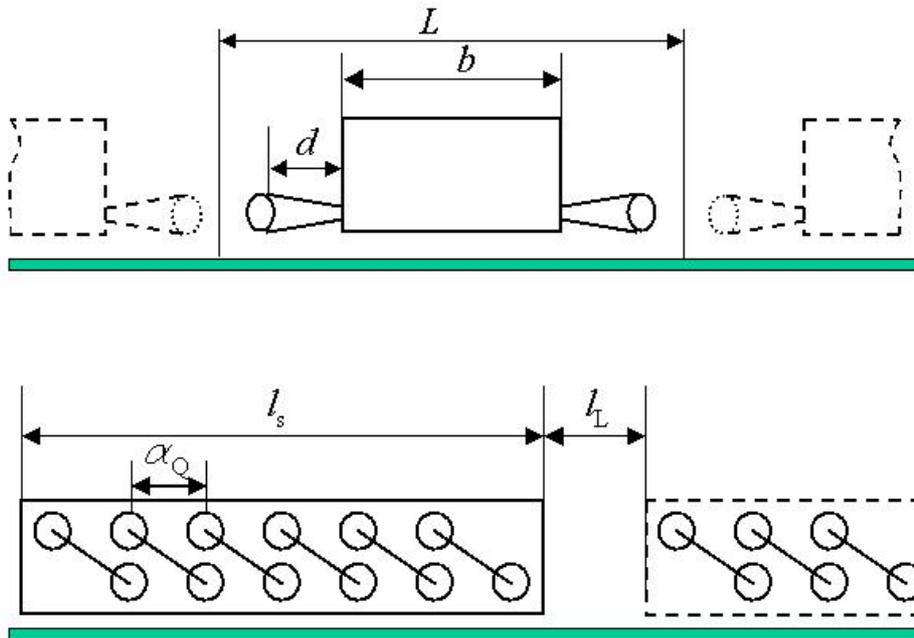


Bild 6.2: Mathematisches Modell. Oben: Periodizität in Querrichtung. Unten: Periodizität in Längsrichtung.

Die Durchflutungsverteilung wird zunächst für eine Spule angeschrieben. Anschließend wird diese Spule um Spulen derselben Spulengruppe ergänzt. Dieser Vorgang wird für alle Spulengruppen desselben Stranges mit gleichem Wickelsinn wiederholt. Im Anschluss folgen die Spulengruppen der weiteren Wicklungsstränge. Mit den Spulen entgegengesetzten Wicklungssinns wird gleich verfahren, jedoch mit negativem Vorzeichen für die Durchflutungen. Zum Schluss werden die Durchflutungsverteilungen aller positiv und negativ geschalteter Spulengruppen summiert, um die Gesamtdurchflutungsverteilung zu erhalten.

Die Wicklung hat m Stränge, q Spulen pro Spulengruppe und $2p$ Spulengruppen pro Strang. Für den Strom im k -ten Strang gilt bei sinusförmigem Zeitverlauf des Stromes in komplexer Schreibweise:

$$\underline{I}_{s,k} = I_s \sqrt{2} \cdot e^{j\left(\omega t - (k-1)\frac{2\pi}{m}\right)} \quad (6.3)$$

Der Nutwinkel α_Q beschreibt den Abstand zweier aufeinanderfolgenden Nuten. Da die Maschine in endlicher Länge nachgebildet wird, erstreckt sich der Winkel 2π nicht über ein Polpaar, sondern über die Gesamtlänge l des Modells, hier also Statorlänge l_s plus Länge der Lücke l_L , wodurch die Ordnungszahl der Arbeitswelle zu höheren Ordnungszahlen hin verschoben wird. Unter Berücksichtigung der Sehnung ε schreibt sich der Winkel zwischen zwei Spulenseiten τ_Q , ähnlich dem Nutwinkel α_Q nach Gl. 6.5.

$$\alpha_Q = \frac{l_s + l_L}{l_s} \cdot \frac{2\pi}{mq(2p+1)} \quad (6.4)$$

$$\tau_Q = \frac{l_s + l_L}{l_s} \cdot \frac{2\pi}{mq(2p+1) - \varepsilon} \quad (6.5)$$

Für die ν -te Welle der Durchflutungsverteilung der 1. Spule der 1. Spulengruppe in Strang 1 gilt dann in komplexer Schreibweise mit der Spulenwindungszahl N_c :

$$\underline{\Theta}_\nu = \frac{N_c}{\pi\nu} k_{p,\nu} I_s \sqrt{2} e^{j(\omega t - \nu\xi)}, \nu = \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots \quad (6.6)$$

Der Sehnungsfaktor $k_{p,\nu}$ ergibt sich zu:

$$k_{p,\nu} = \sin \nu(mq - \varepsilon) \frac{\alpha_Q}{2} \quad (6.7)$$

und der Faktor ξ zu:

$$\xi = \frac{x\alpha_Q}{\tau_Q} \quad (6.8)$$

Schließlich lässt sich für die Durchflutung der w -ten Spule der $r=1,3,5, \dots, (2p-1)$ -ten Spulengruppe mit gleichem Wickelsinn (positiv) des k -ten Stranges schreiben:

$$\underline{\Theta}_{\nu,w,r,k} = \frac{N_c}{\pi\nu} k_{p,\nu} I_s \sqrt{2} e^{j\left(\omega t - \nu\xi - (k-1)\frac{2\pi}{m} + \nu(w-1)\alpha_Q + \nu(r-1)mq\alpha_Q + \nu(k-1)2q\alpha_Q\right)} \quad (6.9)$$

Um die Durchflutungsverteilung der positiven Spulengruppen zu erhalten, ist über w, r, k zu summieren:

$$\underline{\Theta}_\nu^{pos} = \sum_{w=1}^q \sum_{k=1}^m \sum_{r=1,3,5}^{2p-1} \underline{\Theta}_{\nu,w,r,k} \quad (6.10)$$

Die negativ geschalteten Spulengruppen $r'=2, 4, 6, \dots, 2p$ sind noch zu addieren. Für sie gilt:

$$\underline{\Theta}_{\nu,w,r',k}^{neg} = \underline{\Theta}_{\nu,w,r,k}^{pos} \cdot e^{j(-\pi + \nu mq\alpha_Q)} \quad (6.11)$$

Die ν -te Oberwelle der gesamten Durchflutungsverteilung in x -Richtung ergibt sich daraus zu:

$$\underline{\Theta}_\nu = \underline{\Theta}_\nu^{neg} + \underline{\Theta}_\nu^{pos} \quad (6.12)$$

Die Bedeutungen der einzelnen Faktoren in den Exponentialfunktionen in Gl. 6.9 und Gl. 6.11 sind in Tabelle 6.1 zusammengefasst.

Tabelle 6.1: Bedeutung der einzelnen Faktoren der Gl. 6.9 – Gl. 6.11.

$(k-1)\frac{2\pi}{m}$	Zeitlicher Versatz des k -ten Strangs	$(w-1)\alpha_Q$	Räumlicher Versatz der w -ten Spule innerhalb einer Spulengruppe
$(r-1)mq\alpha_Q$	Räumlicher Versatz der r -ten Spulengruppe	$(k-1)2q\alpha_Q$	Räumlicher Versatz des k -ten Strangs
$-\pi$	Änderung des Wickelsinns der Spulen	$mq\alpha_Q$	Räumlicher Versatz zwischen Spulen mit negativem und positivem Wicklungssinn

Da nach Gl. 6.2 der Strangstrom als komplexe Größe angesetzt wird, ist die Gesamtdurchflutungsverteilung als komplexe *Fourier*-Reihe nach Gl. 6.13 zu bilden:

$$\Theta(x, t) = \Re \left\{ \sum_{\nu=-\infty}^{\infty} \underline{\Theta}_\nu \right\}. \quad (6.13)$$

Die endliche Breite b der Anordnung in y -Richtung ist dabei noch nicht berücksichtigt.

Für die Verteilung in y -Richtung wird eine sinusförmige Verteilung des Magnetfelds angenommen. Sowohl in [Ob73] als auch durch Feldmessungen in unserem Labor wurde bestätigt, dass diese Annahme dem tatsächlichen Feldverlauf gut entspricht. Bild 6.3 zeigt hierzu sowohl den gemessenen als auch den berechneten Flussdichteverlauf, wie er sich für den Versuchsaufbau der in Bild 6.4 gezeigten gleichstromerregten Wirbelstrombremse des ICE-V im Stillstand ergibt. Diese Annahme des Feldes ist durch den sich aufweitenden Luftspalt infolge der Schienenkopfform und durch die endliche Breite des Primärteil-Blechpakts bedingt. Sie kann mathematisch durch eine sinusförmige Veränderung der Durchflutung in y -Richtung bei gleichzeitig konstant angenommenem Luftspalt δ modelliert werden.

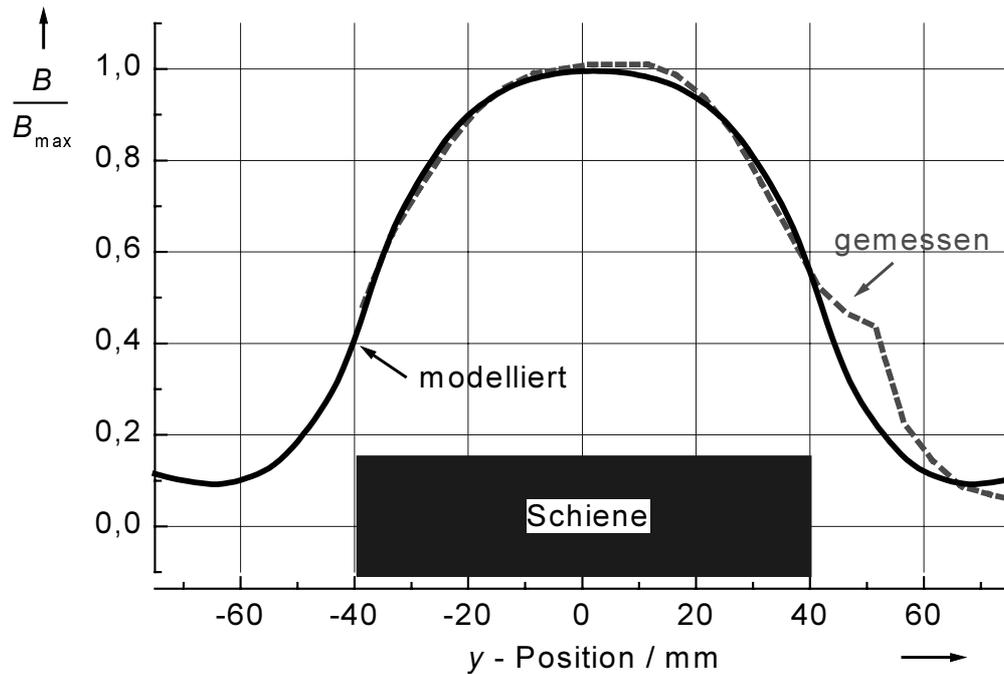


Bild 6.3: Berechneter Flussdichteverlauf bei angenommenem sinusförmigen Durchflutungsverlauf in y -Richtung im Vergleich zur Messung bei Gleichstrom.

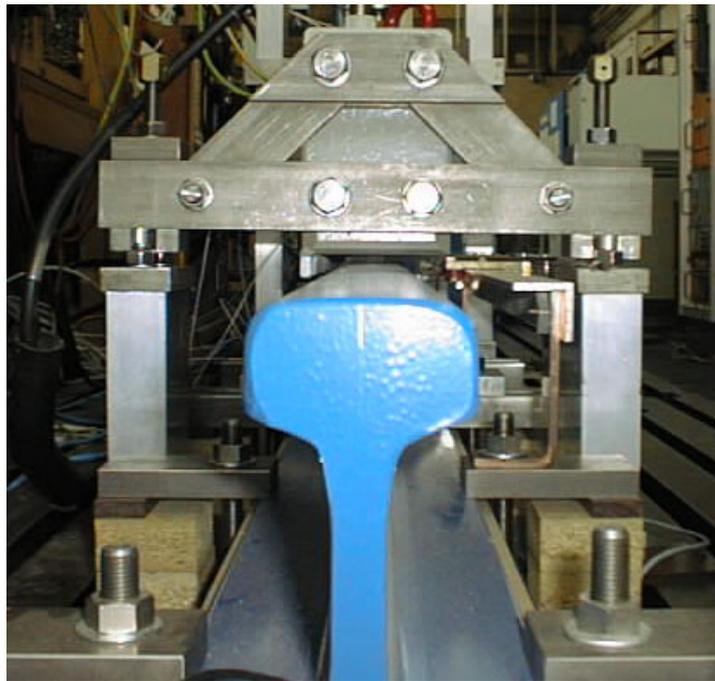


Bild 6.4: Wirbelstrombremse ICE-V über der Fahrschiene montiert (Laboraufbau).

Um eine gute Anpassung an die Messung zu erhalten und zu erzwingen, dass das Feld außerhalb des Linear-Boosters Null wird, muss in y -Richtung eine Summe von Sinusfunktionen (*Fourier-Reihe*) angesetzt werden. In den Formeln gilt damit in y -Richtung als dimensionslose Formfunktion:

$$f(y) = \frac{4}{\pi} \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} a_n \cdot \cos n \frac{\pi}{L} y. \quad (6.14)$$

Die Koeffizienten a_n lauten z. B. für den in Bild 6.5 gezeigten Verlauf:

$$a_n = \frac{\left(\frac{L}{2d}\right)^2}{\left(\frac{L}{2d}\right)^2 - n^2} \left[\frac{1}{n} \sin\left(n \frac{\pi}{L} (b+d)\right) - \frac{2d}{L} \cos\left(\frac{n\pi b}{L}\right) \right] \quad (6.15)$$

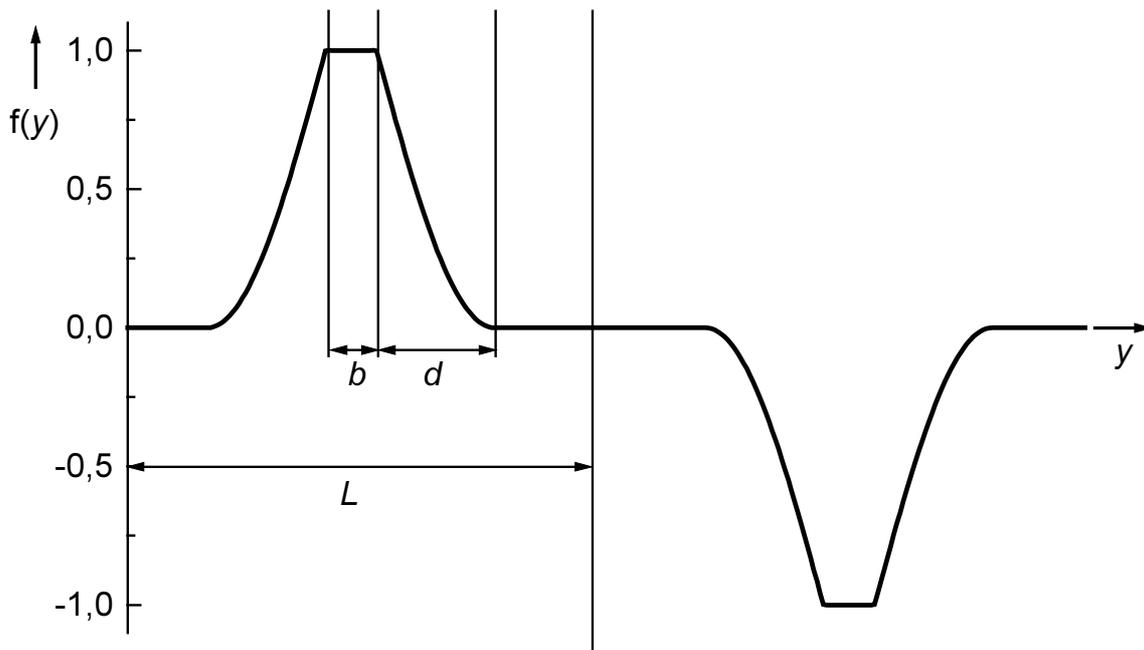


Bild 6.5: Verlauf der Formfunktion zur Bestimmung der Koeffizienten a_n

Die resultierende Durchflutungsverteilung in Abhängigkeit der x - und y -Koordinate sowie der Zeit t lautet:

$$\Theta(x, y, t) = \Re e \left\{ \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \sum_{\nu=-\infty}^{\infty} \left(\underline{\Theta}_{\nu}^{neg} + \underline{\Theta}_{\nu}^{pos} \right) \cdot \frac{4}{\pi} a_n \cos n \frac{\pi}{L} y \right\} \quad (6.16)$$

Das vorgestellte Verfahren verwendet zur Modellierung direkt die Spulenanordnung in der Maschine. Die Spulen werden einzeln nachgebildet und daraus die Gesamtdurchflutung ermittelt. Es ist damit möglich, jede Art von Wicklung zu simulieren, was im Vorgriff auf die hier verwendete Sonderwicklung die Modellierung stark vereinfacht. Abhängig von der Wicklungsanordnung lassen sich somit verschiedene Durchflutungs- und Stromverteilungen berechnen. Anhand eines Beispiels wird die Vorgehensweise erläutert. Tabelle 6.2 enthält die Wicklungsdaten. In Bild 6.6 ist die Durchflutungsverteilung in x -Richtung für verschiedene Zeitaugenblicke t für die in Tabelle 6.2 angegebenen Wicklungsdaten dargestellt.

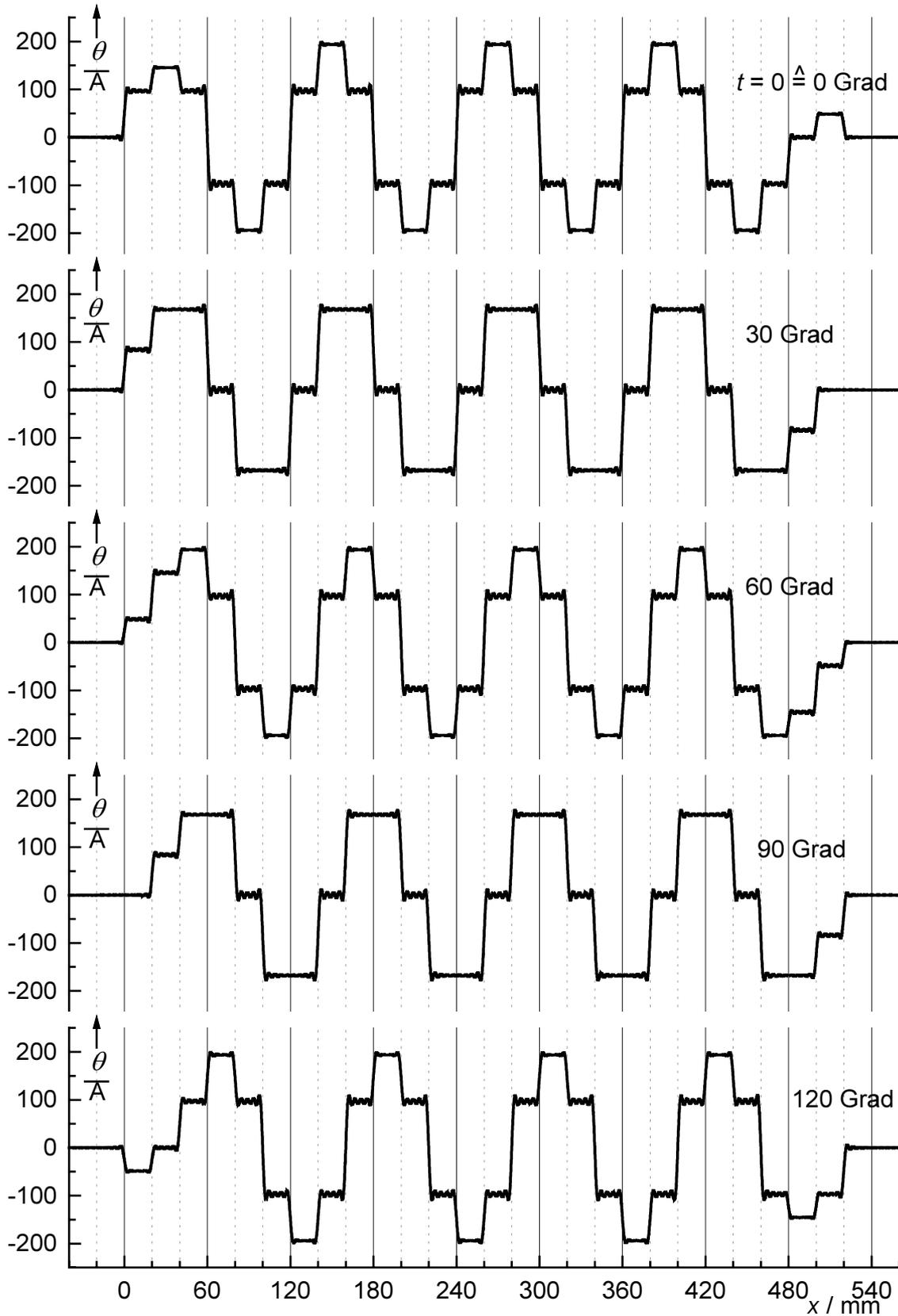


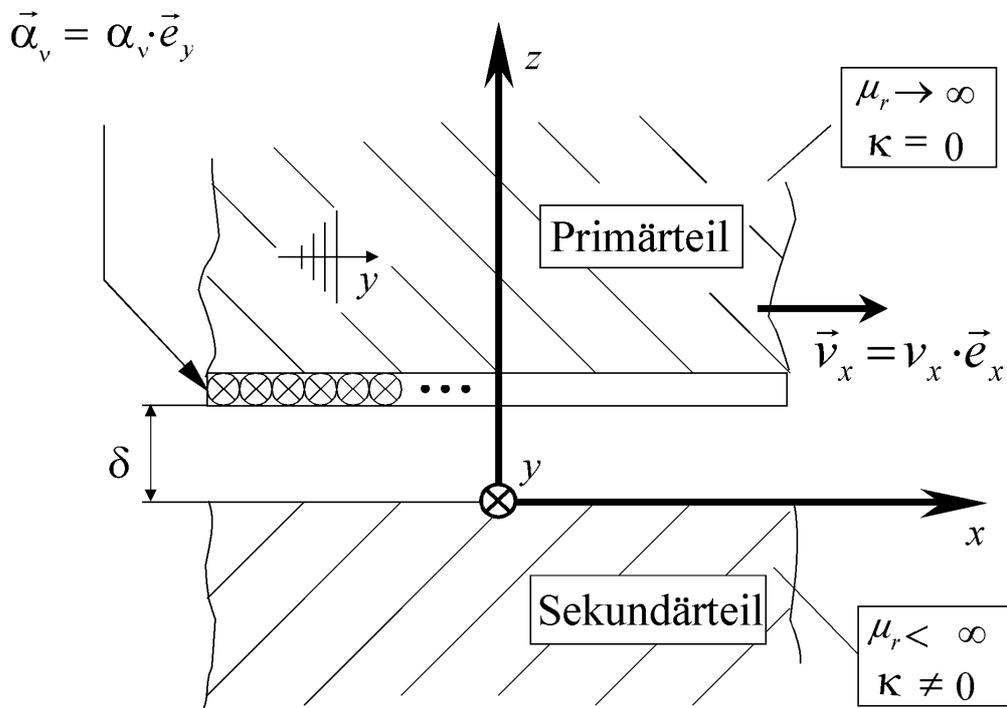
Bild 6.6: Durchflutungsverteilung in x -Richtung für verschiedene Zeitaugenblicke t . Summation der *Fourier*-Einzelwellen bis $|\nu_{\max}| = 100$.

Tabelle 6.2: Wicklungsdaten für die Modellierung der Flussdichteverteilung in Bild 6.6.

Nuten je Pol/Strang q	1	Strangstrom $\hat{i} = \sqrt{2} \cdot I_s$	10 A
Windungszahl N_c	10	Polteilung τ_p	60 mm
Polpaarzahl p	4	Strangzahl m	3

6.3 Die Bestimmungsgleichungen des magnetischen Feldes

Im nächsten Schritt ist die Lösung der Feldgleichungen mit Hilfe des magnetischen Vektorpotentials angegeben. Die Stromdichtekomponente in z -Richtung in Primär- und Sekundärteil werden zu Null angenommen: $J_z = 0$. Damit fließen Wirbelströme nur in Ebenen parallel zur Luftspaltoberfläche des Sekundärteils.

**Bild 6.7: Modellbildung (Ausschnitt).**

Über die Beziehung

$$\nabla \times \frac{\vec{J}}{\kappa} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (6.17)$$

und den Ansatz für das magnetische Vektorpotential

$$\vec{B} = \nabla \times \vec{A} \quad (6.18)$$

ergibt sich

$$\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} = -\frac{\vec{J}}{\kappa} \quad (6.19)$$

und hieraus, dass auch die z -Komponente des Vektorpotentials $A_z = 0$ sein muss.

Für die partielle Differentialgleichung

$$\nabla \times \nabla \times \vec{A} = \mu \vec{J} = -\mu \kappa \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} \quad (6.20)$$

gilt damit in Komponentenschreibweise:

$$\frac{\partial^2 A_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 A_x}{\partial z^2} = \mu \kappa \frac{\partial A_x}{\partial t} \quad (6.21)$$

$$\frac{\partial^2 A_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 A_y}{\partial z^2} = \mu \kappa \frac{\partial A_y}{\partial t} \quad (6.22)$$

und mit der *Coloumb*-Eichung

$$\nabla \cdot \vec{A} = 0 \quad (6.23)$$

$$\frac{\partial A_x}{\partial x} + \frac{\partial A_y}{\partial y} = 0. \quad (6.24)$$

Im Bereich des Luftspalts werden zusätzlich die rechten Seiten in Gl. 6.21 u. Gl. 6.22 zu Null, da hier die elektrische Leitfähigkeit $\kappa = 0$ ist. Im Sekundärteil sind die jeweilige Permeabilität und Leitfähigkeit der Materialien einzusetzen. Die Differentialgleichungen sind mit Berücksichtigung der Randbedingungen zu lösen.

$$\lim_{z \rightarrow -\infty} A_x = 0, \quad \lim_{z \rightarrow -\infty} A_y = 0 \quad (6.25)$$

$$y = \delta: \quad H_x = \frac{\partial \Theta}{\partial x} \quad (6.26)$$

Am Materialübergang vom Luftspalt zum Sekundärteil gilt aufgrund der Stetigkeit der Tangentialkomponenten:

$$E_y = \text{konst.} \quad (6.27)$$

$$H_y = \text{konst.} \quad (6.28)$$

Die Komponenten der Flussdichte \vec{B} sowie der Stromdichte \vec{J} in den Materialien berechnen sich aus dem magnetischen Vektorpotential \vec{A} :

$$B_x = -\frac{\partial A_y}{\partial z}; \quad B_y = \frac{\partial A_x}{\partial z}; \quad B_z = \frac{\partial A_y}{\partial x} - \frac{\partial A_x}{\partial y} \quad (6.29); (6.30); (6.31)$$

$$-\frac{1}{\mu} \left(\frac{\partial^2 A_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 A_x}{\partial z^2} \right) = J_x \quad (6.32)$$

$$-\frac{1}{\mu} \left(\frac{\partial^2 A_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 A_y}{\partial z^2} \right) = J_y \quad (6.33)$$

Für ein Zweiraummodell (Luftspaltbereich, Sekundärteil) liegen damit alle Bestimmungsgleichungen für die Stromdichten in der Reaktionsschiene sowie für die Flussdichten im Luftspalt und in der Reaktionsschiene vor. Soll anstatt der einfachen Reaktionsschiene ein Modell mit einem geschichteten Rückschluss, d. h. z. B. Aluminiumreaktionsschiene mit Eisenrückschluss gerechnet werden, sind die Stetigkeitsbedingungen (6.26), (6.27) für diese Materialgrenzen zusätzlich zu erfüllen und die Feldgleichungen neu aufzustellen. Die Lösung der Feldgleichungen für das Zweiraummodell befinden sich in Anhang A2.

6.5 Kraftberechnung

Um die Gesamtkraft auf eine beliebige Fläche zu erhalten, wird das Produkt aus *Maxwell*'schem Spannungstensor \mathbf{T} und dem Flächenelement dA über eine Hüllfläche integriert (Bild 6.8), wobei \vec{n} der Normalenvektor auf die Hüllfläche ist [Saut72].

$$\vec{F} = \oint_{\partial V} \mathbf{T} \vec{n} \cdot dA \quad (6.34)$$

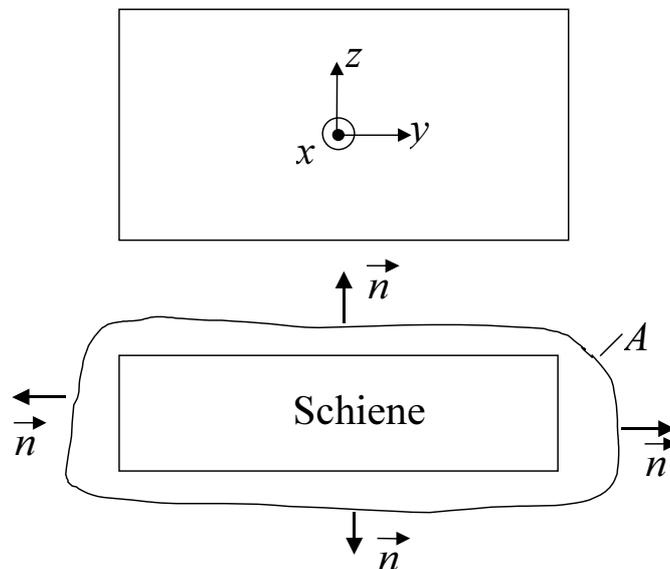


Bild 6.8: Kraftbestimmung auf eine „beliebige“ Hüllfläche A .

Für den Tensor \mathbf{T} gilt im Falle konstanter Permeabilität μ_r (im Luftspalt gilt $\mu_r = 1$):

$$\mathbf{T} = \mu_0 \mu_r \begin{bmatrix} H_x^2 - \frac{H^2}{2} & H_x H_y & H_x H_z \\ H_x H_y & H_y^2 - \frac{H^2}{2} & H_y H_z \\ H_x H_z & H_y H_z & H_z^2 - \frac{H^2}{2} \end{bmatrix}; \quad H = \sqrt{H_x^2 + H_y^2 + H_z^2} \quad (6.35)$$

Im Modell wird die Schiene als unendlicher Halbraum nachgebildet, wodurch die Flächennormale nur eine Raumrichtung (zum Luftspalt hin) aufweist (Bild 6.9). Zur Kraftberechnung ist daher nur die Kenntnis der Luftspaltfelder an der Oberfläche der Schiene notwendig. Die anderen Seiten liefern keinen Beitrag. Die einseitige Kraft auf die Schienenoberfläche schreibt sich über die Oberflächenkraftdichte \vec{f} mit dem Normalenvektor \vec{n} , der senkrecht auf der Schienenoberfläche steht, als

$$\vec{f} = \mathbf{T} \vec{n}; \quad \vec{n} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (6.36)$$

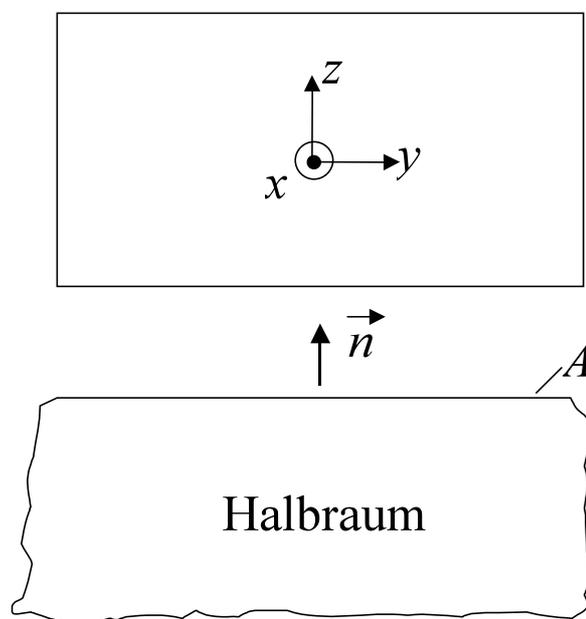


Bild 6.9:Schiene als Halbraum.

Wird die Bestimmungsgleichung (6.35) für den *Maxwell*-Tensor in (6.36) eingearbeitet, so lässt sich die Flächenkraftdichte aus den Flussdichtekomponenten an der Oberfläche der Schiene bestimmen:

$$\vec{f} = \mathbf{T}\vec{n} = \mu_0 \begin{bmatrix} H_x H_z \\ H_y H_z \\ \frac{1}{2}(H_z^2 - H_y^2 - H_x^2) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{B_x B_z}{\mu_0} \\ \frac{B_y B_z}{\mu_0} \\ \frac{B_z^2 - B_y^2 - B_x^2}{2\mu_0} \end{bmatrix} \quad (6.37)$$

Um die Gesamtkraft auf die Schiene zu erhalten, wird die Oberflächenkraftdichte an der Oberfläche der Schiene über die Länge der Maschine l und die Breite L integriert. Die Gesamtkraft auf die Schiene wird gefunden zu:

$$\vec{F} = \int_0^l dx \int_{-L/2}^{L/2} \vec{f} dy \quad (6.38)$$

Fazit

Das analytische Modell wird verwendet, um die Plausibilität der numerischen Berechnungen überprüfen zu können. Es berücksichtigt sowohl die endliche Länge als auch die endliche Breite der Linearmaschine. Mit Hilfe der *Maxwell*-Gleichungen und des *Maxwell*'schen-Krafttensors ist eine Berechnung der magnetischen Felder und der interessierenden Kräfte möglich.

7 Asynchron-Linear-Booster mit der Fahrschiene als Sekundärteil

Die hier vorgestellte Linearmaschinenvariante wird unter den in Kapitel 3 aufgezeigten Einbaubeschränkungen direkt in das Drehgestell des Schienenfahrzeugs eingebaut und stützt sich über einen Tragrahmen auf den Radsatzlagern ab (Bild 7.1). Links im Bild ist die eingebaute Linearmaschine im Drehgestell gezeigt, rechts sieht man die 3D-Darstellung nur eines Polpaars der Maschine, wie es über der Fahrschiene angeordnet ist. Um die Gesamtzugkraft des Schienenfahrzeugs zu erhöhen, soll die Maschine sowohl tangentielle (in Fahrtrichtung wirkende) Schub- und Bremskräfte als auch Normalkräfte erzeugen.

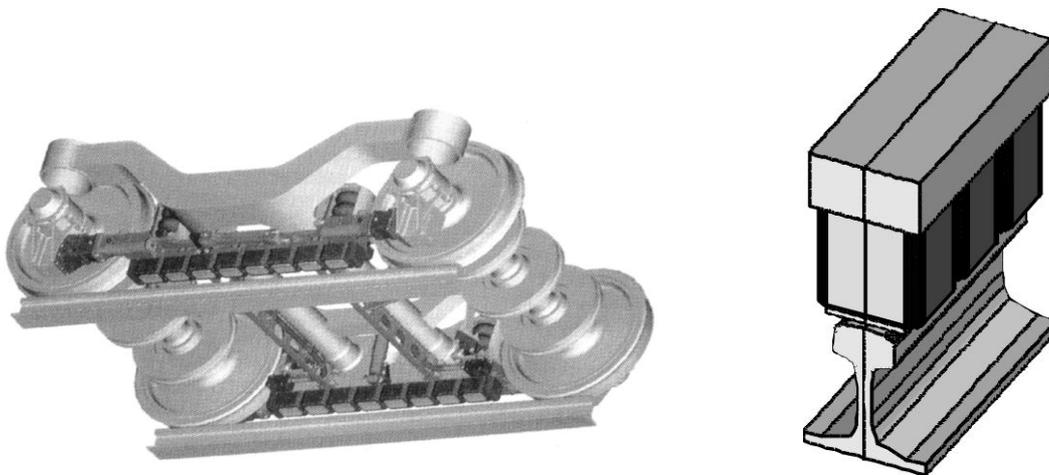


Bild 7.1: Prinzipdarstellung der Einbauverhältnisse
links: Linearmaschine im Drehgestell [Lö97]; rechts: Detailvergrößerung.

7.1 Wahl der Wicklung im Primärteil

Aufgrund der in Kapitel 3 beschriebenen Einbauverhältnisse wird eine Maschine mit sehr kurzer Wickelkopfausladung gewählt, um den vorhandenen Einbauraum möglichst mit einer großen „Aktivfläche“ der Maschine auszunutzen. Die Wickelkopfausladung kann dabei durch die Wahl einer kleinen Polteilung oder durch die Vermeidung von Kreuzungen im Wickelkopf klein gehalten werden. Die geringste Wickelkopfausladung wird durch Vermeidung von Kreuzungen der Spulen im Wickelkopf erreicht. In Bild 7.2 ist zunächst zum Vergleich eine dreisträngige Einlochwicklung schematisch dargestellt. Die Stirnverbinder kreuzen aus fertigungstechnischen Gründen Nuten, die bereits mit Leitern anderer Spulen belegt sind (fett dargestellt), wodurch die Wickelkopfausladung entsprechend zu vergrößern ist. Bild 7.3 zeigt im Vergleich dazu zwei Anordnungen mit Wanderfeldwicklungen, bei denen die Kreuzungen vermieden werden und die Wickelkopfausladung dadurch geringer ist. Die erste Variante ist eine zweisträngige Einlochwicklung nach Bild 7.3a, die zweite Variante eine dreisträngige Bruchlochwicklung nach Bild 7.3b. Die Spulenweite beträgt jeweils eine Nutteilung. Der Oberwellengehalt des Magnetfelds der Maschinen ist in Tabelle 7.1 gegenübergestellt.

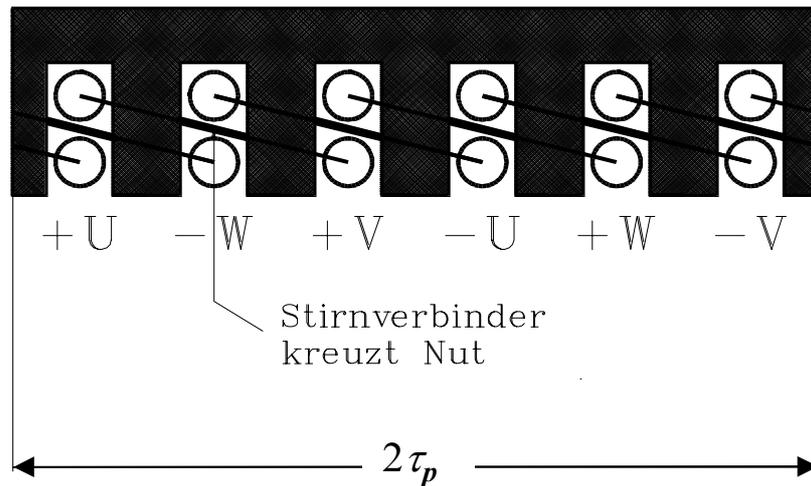
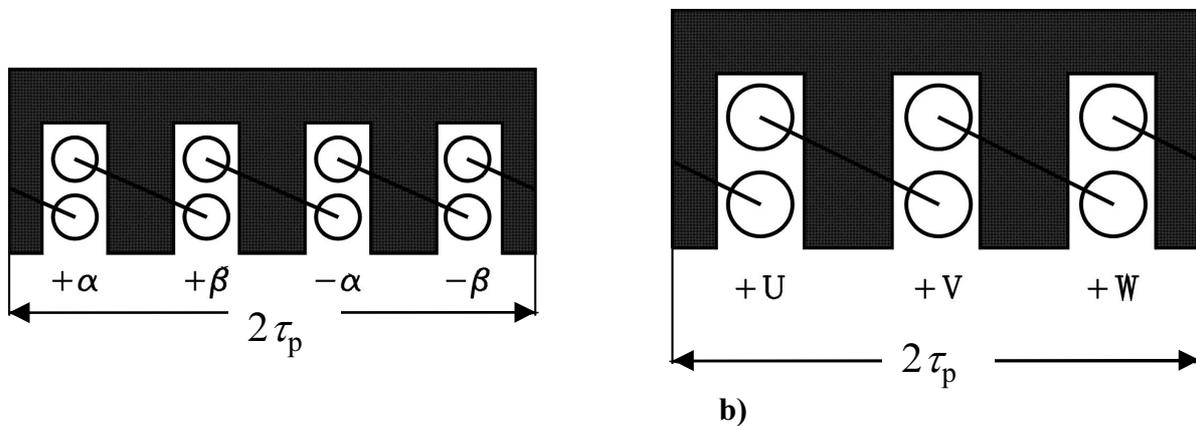


Bild 7.2: Wicklungsanordnung der dreisträngigen Einlochwicklung (ein Polpaar).



a)

b)

Bild 7.3: Zweisträngige a) und dreisträngige b) Wicklungsanordnung (ein Polpaar).

Tabelle 7.1: Wicklungsfaktoren der drei Anordnungen.

Ordnungszahl ν	Nuten je Pol u. Strang $q_s = 1$ Zonenfaktor k_{dv} für Alle ν : $k_{dv} = 1$ Strangzahl $m = 3$ Sehnung $W/\tau_p = 2/3$		Nuten je Pol u. Strang $q_s = 1$ Zonenfaktor k_{dv} für alle ν : $k_{dv} = 1$ Strangzahl $m = 2$ Sehnung $W/\tau_p = 1/2$		Nuten je Pol u. Strang $q_s = 0,5$ Zonenfaktor k_{dv} für alle ν : $k_{dv} = 1$ Strangzahl $m = 3$ Sehnung $W/\tau_p = 2/3$	
	Sehnungsfaktor k_{pv}	relative Amplitude k_{wv}/ν	Sehnungsfaktor k_{pv}	relative Amplitude k_{wv}/ν	Sehnungsfaktor k_{pv}	Relative Amplitude k_{wv}/ν
1	0,866	0,866	0,707	0,707	0,866	0,866
-2	-	-	-	-	-0,866	0,433
3	-	-	0,707	0,24	-	-
4	-	-	-	-	-0,866	0,216
-5	-0,866	0,173	0,707	0,14	0,866	0,173

Der Sehnungsfaktor k_{pv} wird für alle drei Wicklungsanordnungen nach Gl. 7.1 ermittelt.

$$k_{pv} = \sin\left(v \frac{\pi W}{2 \tau_p}\right) \quad (7.1)$$

Die vorkommenden Oberwellen der Ordnungszahl ν sind dabei unterschiedlich und lassen sich wie in Tabelle 7.2 bestimmen. Dabei ist bei der Bruchlochwicklung, bei der die Anzahl der Nuten je Pol und Strang q_s keine ganze Zahl ist, zusätzlich zu unterscheiden, ob der Nenner n im Bruch der Lochzahl q_s eine gerade oder ungerade Zahl ist [Vo91].

Tabelle 7.2: Oberwellen bei verschiedenen Wicklungsanordnungen.

Wicklungsart	vorkommende Oberwellen ν (mit $g = 0; \pm 1; \pm 2; \pm 3$)
Ganzlochwicklung q_s ganzzahlig	$1 + 2 m g$
Bruchlochwicklung $q_s = z / n$ z, n ganzzahlig n gerade	$\frac{2}{n}(1 + mg)$
$q_s = z / n$ z, n ganzzahlig n ungerade	$\frac{1}{n}(1 + mg)$

Der Zonenfaktor k_{dv} bestimmt sich für Ganzlochwicklungen und Bruchlochwicklungen mit geradzahligem Nenner n in Abhängigkeit des Zählers z von q_s zu:

$$k_{dv} = \frac{\sin\left(v \frac{\pi}{2m}\right)}{z \cdot \sin\left(v \frac{\pi}{2mz}\right)} \quad (7.2)$$

Der Wicklungsfaktor k_{wv} wird durch Multiplikation von Zonen- und Sehnungsfaktor gebildet.

$$k_{wv} = k_{dv} \cdot k_{pv} \quad (7.3)$$

Aus den Tabellen 7.1 und 7.2 werden die Vor- und Nachteile der verschiedenen Wicklungsanordnungen deutlich. Die Einschichtwicklung erzeugt Felder mit dem geringsten Oberwellengehalt und zusammen mit der gewählten Bruchlochwicklung die größte Grundwellenamplitude. Aufgrund des geringen Einbauraums ist es jedoch nicht möglich, eine derartige Wicklung zu installieren.

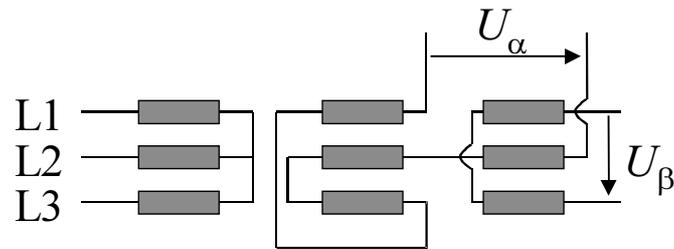


Bild 7.4: Prinzipschaltung Leblanc- „Drei auf Zwei“-Phasen Wandler.

Die zweisträngige Maschine hat im Vergleich zur Bruchlochwicklung ebenfalls einen geringeren Oberwellengehalt, doch muss für ihren Betrieb ein zweisträngiger Sonderumrichter verwendet werden, der für den Bahnbetrieb derzeit nicht zur Verfügung steht. Die zweisträngige Variante, eventuell auch mit einem „Drei auf Zwei“-Phasentransformator, wie ihn Bild 7.4 zeigt, scheidet daher für die gemachten Systembetrachtungen aus. Es wird in diesem Abschnitt die Variante mit der dreisträngigen Bruchlochwicklung gewählt und weiter untersucht.

7.2 Geometrische Daten des Asynchron-Linear-Boosters

Wie in Bild 7.1 gezeigt, wird die Linearmaschine im Drehgestell zwischen zwei Radsätzen angebracht und wirkt direkt auf die Fahrschiene. Der tatsächlich zur Verfügung stehende Einbauraum, abhängig vom Drehgestell und unter Berücksichtigung der Einbaubedingungen nach Kapitel 4, ist in Tabelle 7.3 angegeben.

Tabelle 7.3: Einbaumaße für den Asynchron-Linear-Booster mit der Fahrschiene als Sekundärteil.

	Länge	Breite	Höhe
Laufdrehgestell ICE 3	1415 mm	140 mm	250 mm
Drehgestell BR 152	1390 mm	135 mm	245 mm

Aufgrund der Bewegung des Drehgestells im Gleis ist ein mechanischer Luftspalt zwischen Linearmaschine und Schienenoberkante von 6,5 mm einzuhalten. Dieser Luftspalt verringert sich im Betrieb aufgrund der magnetischen Anziehungskräfte und der damit verbundenen Durchbiegung der Linearmaschine auf etwa 4 mm. Dieser Wert wurde an der mechanisch ähnlich fixierten Wirbelstrombremse des ICE-V gemessen [Dob88].

In [Ho00, Hof01] wurden hierzu Untersuchungen zu verschiedenen Polweiten durchgeführt, die gezeigt haben, dass die erreichbaren Kräfte mit zunehmender Polgröße zunehmen, aufgrund der endlichen Länge der Maschine jedoch ab einer Länge von ca. $\tau_p = 175$ mm wieder abnehmen, da dann der Einfluss der Endeffekte der Maschine stark zunimmt. Hieraus und da der Asynchron-Linear-Booster zunächst für den Hochgeschwindigkeitszug ICE 3 für eine maximale Geschwindigkeit v von $v = 330$ km/h und einer maximalen Wechselrichterfrequenz des zu verwendenden Traktionsumrichters von $f_s = 285$ Hz konzipiert wurde, wurde die Polteilung τ_p der ausgeführten Maschine zu $\tau_p = 160$ mm gewählt:

$$\tau_p = \frac{v_{syn}}{2f_s} = \frac{330 \text{ km/h}}{2 \cdot 285 \text{ Hz}} = 160 \text{ mm} \quad (7.4)$$

Von Seiten der Deutschen Bahn AG war für die Erprobung eine Güterzuglokomotive der Baureihe 152 vorgesehen. Die Linearmaschine sollte dabei bis zu Geschwindigkeiten von $v = 120 \text{ km/h}$ im Einsatz sein. Bei gleicher Polteilung wurde die Speisefrequenz hierzu auf $f_s = 104 \text{ Hz}$ angepasst. Die Daten der Maschine für diesen Erprobungsträger sind in Tabelle 7.4 zusammengefasst. Dabei sind die Daten für Strombelag und Stromdichte bereits an die kühlttechnisch beherrschbaren Werte angepasst (siehe Abschnitt 7.6).

Tabelle 7.4: Daten des Asynchron-Linear-Boosters zum Einsatz in der BR 152.

Statorfrequenz f_s	104 Hz	Polteilung τ_p	160 mm
Polpaarzahl p	4	Strangzahl m	3
Statorlänge	1387 mm	Statorhöhe	205 mm
Nuten je Pol und Strang q	$\frac{1}{2}$	Statorbreite	135 mm
Sehnungsfaktor W/τ_p	$\frac{2}{3}$	Synchrongeschw. v_{syn}	120 km/h
Strombelag A	2060 A/cm	Stromdichte J	14 A/mm ²
Luftspalt	6,0 mm	Spulenwindungszahl N_c	22
Leitfähigkeit Schiene κ	$5 \cdot 10^6 \text{ S/m}$	Rel. Permeabilität μ_r	5

Die Spulenordnung der dreisträngigen Bruchlochwicklung mit Anzahl der Nuten je Pol und Strang $q_s = 0,5$ ist schematisch für ein Polpaar in Bild 7.5 gezeigt. Bei den Spulen handelt es sich um Zahnspulen, die direkt über einen Zahn geschoben werden, wodurch die Montage der Spulen vereinfacht wird.

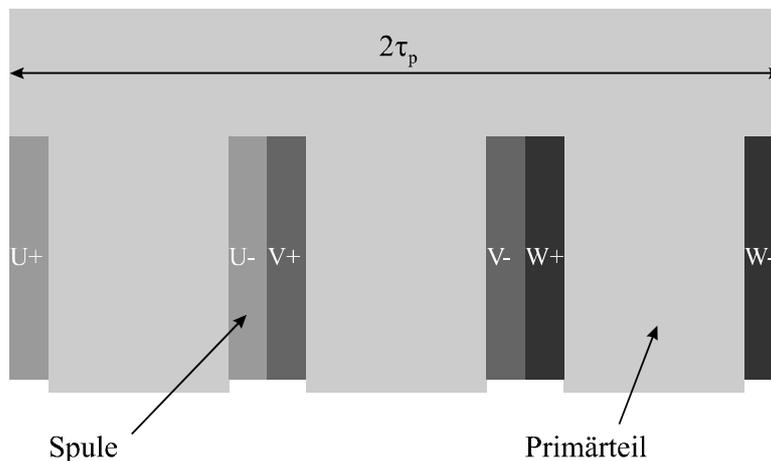


Bild 7.5: Bruchlochwicklung mit $q = 1/2$ (ein Polpaar dargestellt).

7.3 Nutdurchflutung des Primärteils

Mit dem in Kapitel 5 vorgestellten analytischen Modell wurde die Maschine mit Bruchlochwicklung nach Tabelle 7.4 nachgebildet. Bild 7.6 zeigt den Durchflutungsverlauf (magnetische Spannung) V_{mag} für einen Zeitaugenblick der Stromaufteilung, für den gilt:

$i_u/2 = -i_v = -i_w = 355$ A. Der Nullpunkt der x -Achsenkoordinate ist in die Mitte der ersten Nut gelegt. Dargestellt ist die komplette Länge der Maschine mit 4 Polpaaren entsprechend 13 Nuten (12 Nuten plus 1 Nut zur Aufnahme des Rückleiters der äußersten Spule). Die Reihenfolge der Spulen U, V, W entspricht Bild 7.5. Neben der endlichen Länge der Maschine ist auch die räumliche Verteilung der Spulen berücksichtigt, was für den gezeigten Augenblick deutlich an den Einbrüchen im Durchflutungsverlauf im Bereich der Nuten, die mit V und W belegt sind (Nuten Nr. 3, 6, 9, 12), zu erkennen ist. Die mit dem analytischen Modell unter Berücksichtigung der endlichen Länge der Maschine errechneten Flussdichteverläufe sowie die Normal- und Tangentialkräfte wurden mit den Modellrechnungen aus [Ho00] verglichen.

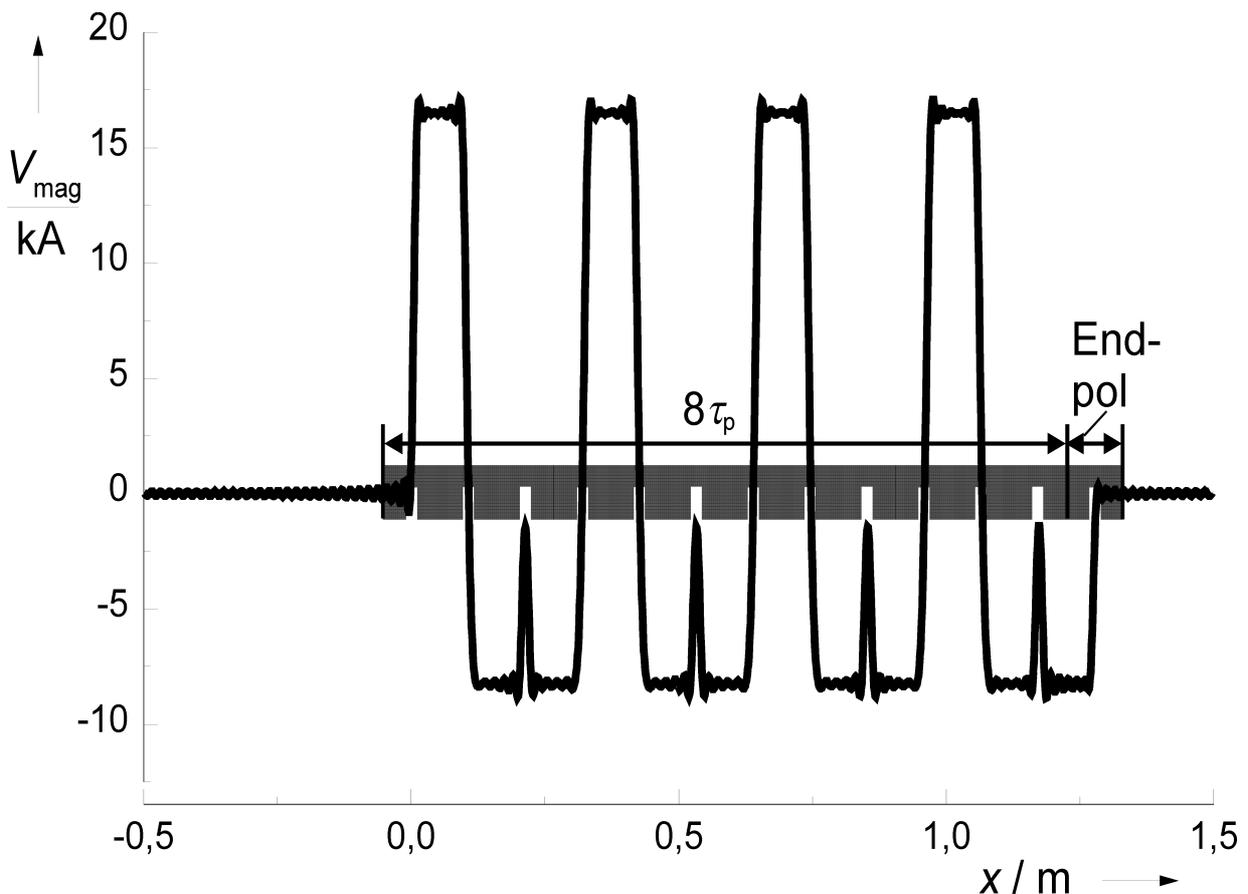


Bild 7.6: Durchflutungsverlauf in x -Richtung für $i_u/2 = -i_v = -i_w = 355$ A.

7.4 Flussdichteverlauf im Luftspalt zwischen Primär- und Sekundärteil

Bild 7.7 zeigt sowohl für das numerische Modell nach [WH01] als auch für das analytische Modell den Verlauf der Flussdichte B_z in Luftspaltmitte für Schlupf $s = 0$ bei einer Synchrongeschwindigkeit $v_{\text{syn}} = 120$ km/h für den genannten Zeit Augenblick. Das analytische und das numerische Modell zeigen sehr gute Übereinstimmungen. Bild 7.8 zeigt die x -Komponente der Flussdichte. Der Betrag der Flussdichte wird gebildet aus den Flussdichtekomponenten gemäß:

$$B = \sqrt{B_x^2 + B_y^2 + B_z^2}, \quad (7.5)$$

wobei für die Schienenmitte ($y=0$) aus Symmetriegründen $B_y=0$ zu setzen ist, zeigt deutlich den Einfluss der endlichen Länge der Maschine (Bild 7.9). Die Flussdichte nimmt vom Anfang der Maschine ($x=0$) zu und fällt am Ende der Maschine wieder ab (vgl. Kapitel 3). Bilder 7.10 - 7.12 zeigen die Verhältnisse bei Schlupf $s=1$, d. h. im Stillstand. Hier ist der Einfluss der endlichen Länge auf den Feldaufbau nicht gegeben. Im Stillstand $s=1$ ist die Frequenz der induzierten Wirbelströme für alle Feldoberwellen gleich der Speisefrequenz f_s . Das Flussdichtemaximum ist konstant über die gesamte Länge der Maschine. Bei Synchrongeschwindigkeit (Schlupf $s=0$) ist der Schlupf s_v der Feldoberwellen und damit auch die Frequenz $f_{r,v}$ im Sekundärteil unterschiedlich (Gl. 7.6, 7.7).

$$s_v = 1 - v(1 - s) \quad (7.6)$$

$$f_{r,v} = s_v \cdot f_s \quad (7.7)$$

Das Feld wird am Beginn der Maschine aufgrund der induzierten Wirbelströme geschwächt, so dass die Flussdichte abnimmt. Am Maschinenaustritt wird die Abnahme der Flussdichte durch die induzierten Wirbelströme verzögert, die Maschine bildet einen „Feldschweif“ aus.

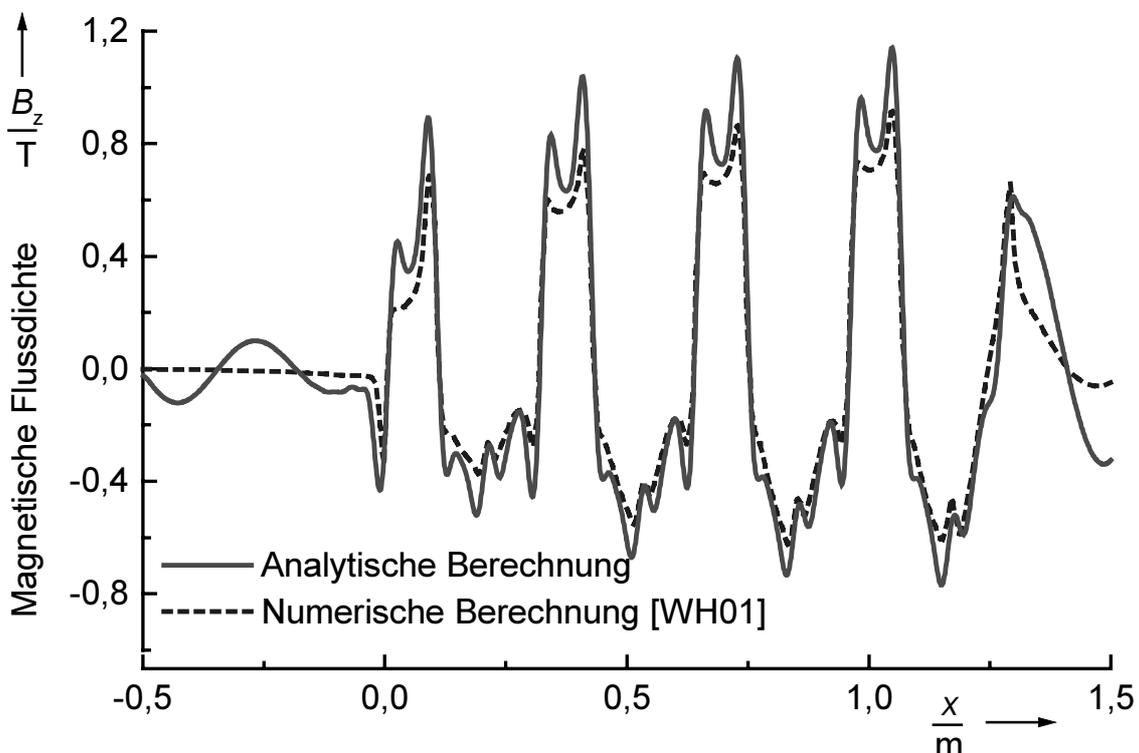


Bild 7.7: z-Komponente der Flussdichte ($y=0$; Schlupf $s=0$), $v_{\text{syn}} = 120 \text{ km/h}$.

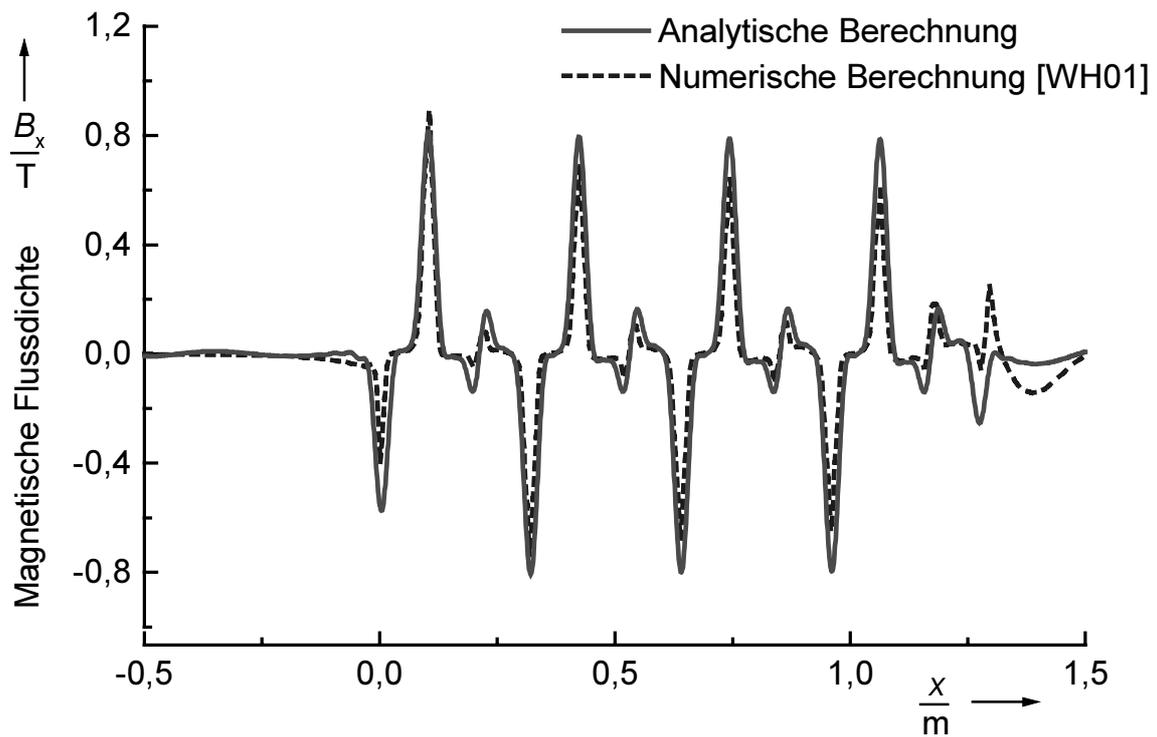


Bild 7.8: x -Komponente der Flussdichte ($y = 0$; Schlupf $s = 0$), $v_{\text{syn}} = 120\text{km/h}$.

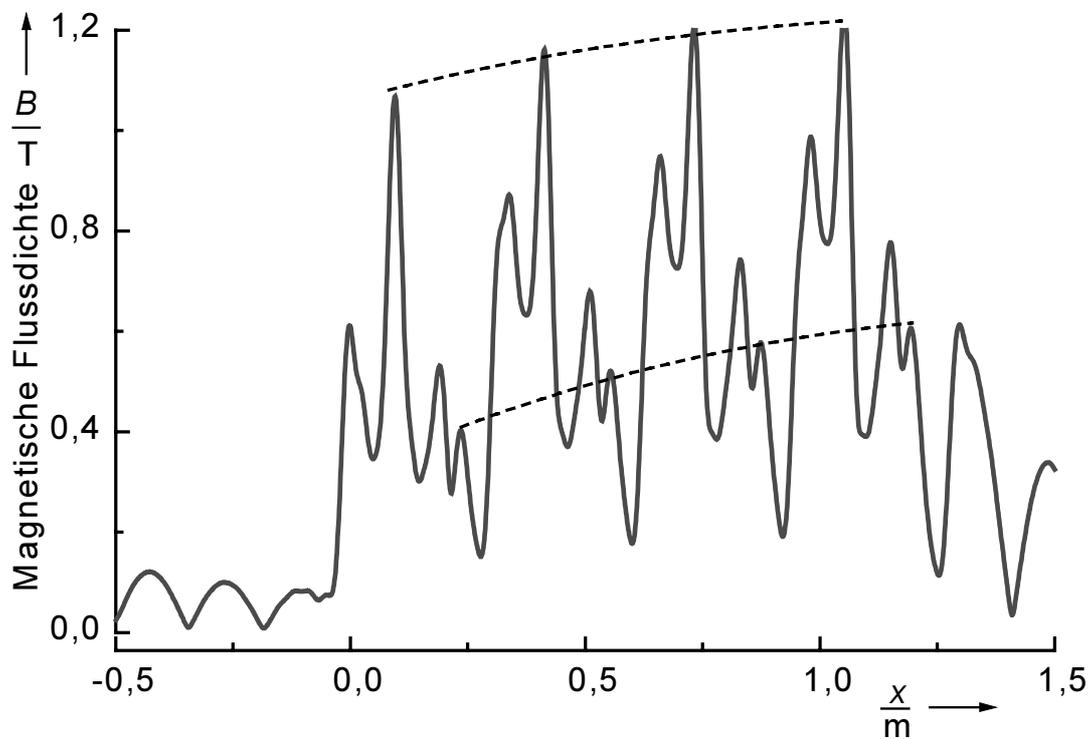


Bild 7.9: Betrag der Flussdichte ($y = 0$; Schlupf $s = 0$), $v_{\text{syn}} = 120\text{ km/h}$, analytisches Berechnungsmodell.

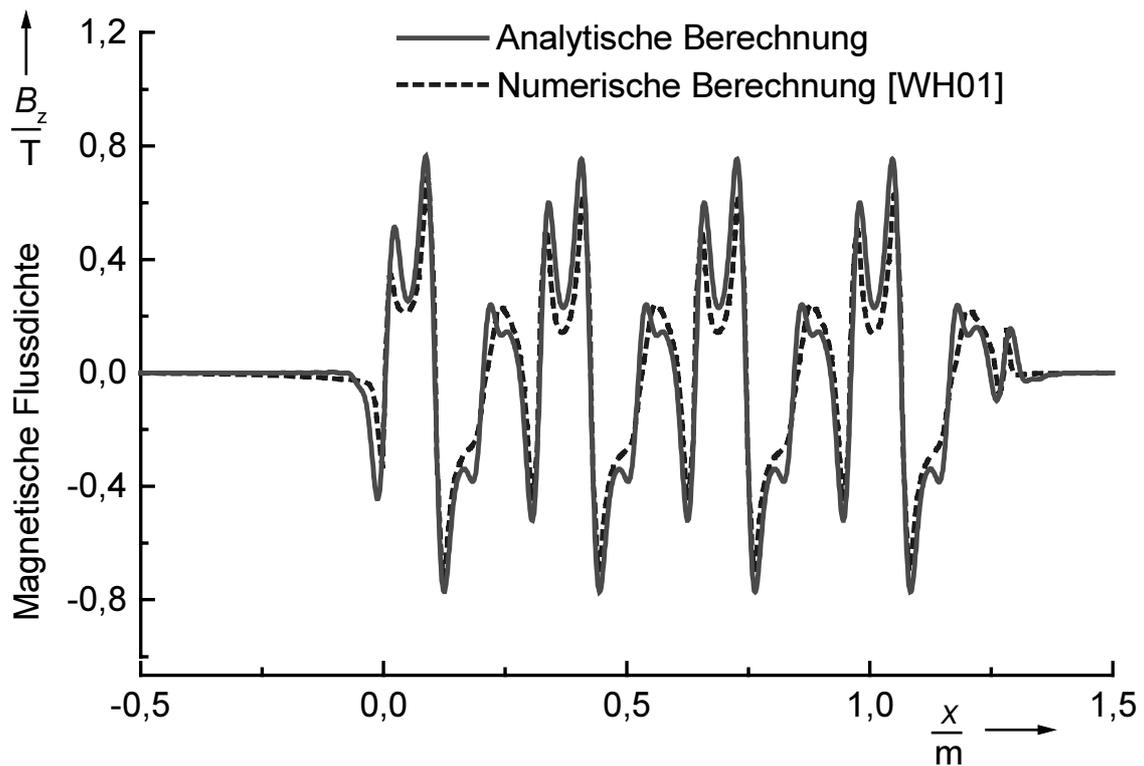


Bild 7.10: z-Komponente der Flussdichte ($y = 0$; Schlupf $s = 1$), $v_{\text{syn}} = 120$ km/h.

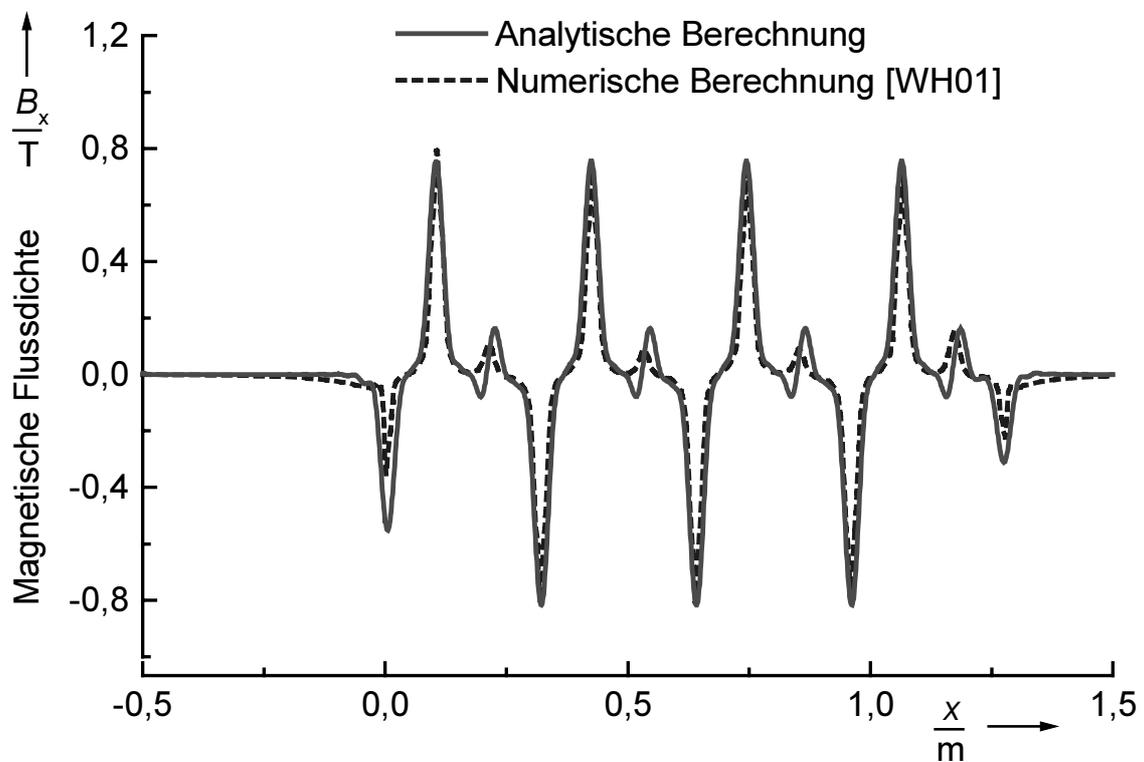


Bild 7.11: x-Komponente der Flussdichte ($y = 0$; Schlupf $s = 1$), $v_{\text{syn}} = 120$ km/h.

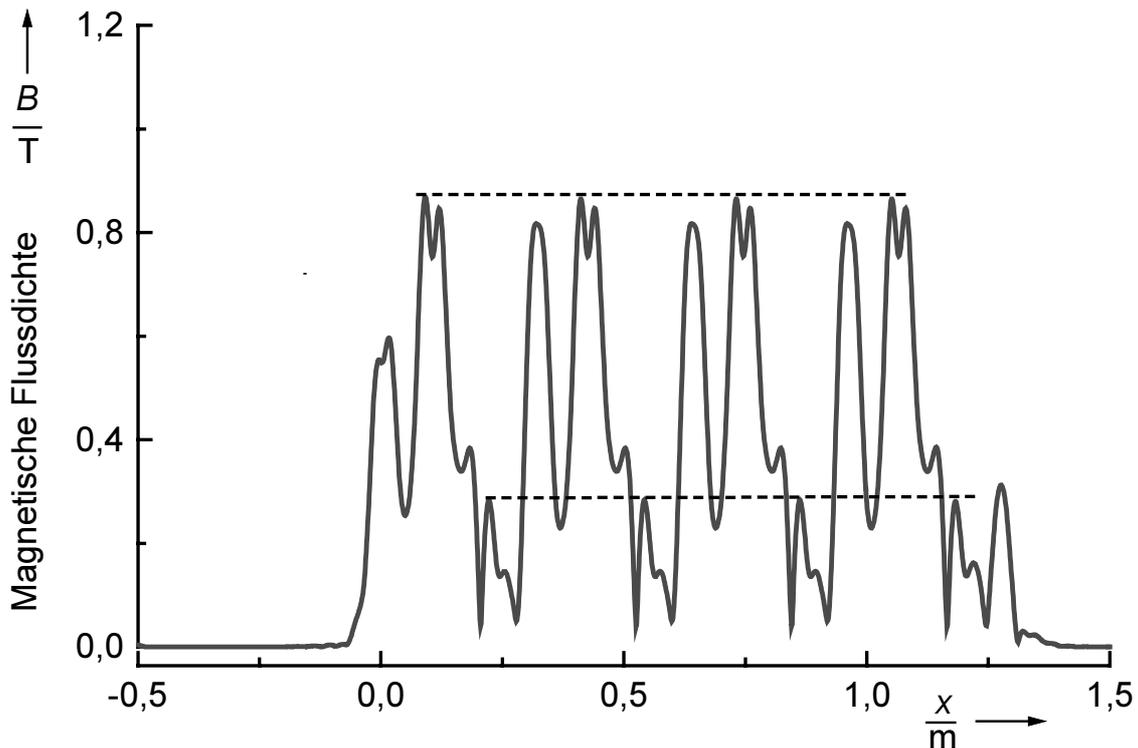


Bild 7.12: Betrag der Flussdichte ($y = 0$; Schlupf $s = 1$), $v_{\text{syn}} = 120 \text{ km/h}$, analytisches Berechnungsmodell.

7.5 Berechnete Kraftverläufe des Asynchron-Linear-Boosters

Von entscheidender Bedeutung für die Anwendbarkeit der Maschine zur Zugkrafteerhöhung ist die Auswertung der Kraftverläufe (Bilder 7.13 und 7.14). Sowohl die berechnete Kurvenform der Normalkraft F_n als auch die der Tangentialkraft F_t zeigen eine gute Übereinstimmung zwischen numerischem und analytischem Modell. Da das analytische Modell jedoch mit einer über die ganze Schiene konstanten Permeabilität rechnet, kann es die realen Verhältnisse in der Schiene nicht genau wiedergeben. Die berechneten Kräfte weichen daher voneinander ab, die berechnete Kraftwirkung ist jedoch bei beiden Modellen ähnlich gering. Mit dem numerischen Modell werden sehr geringe Schubkräfte von maximal $F_{t,\text{max}} = 0,5 \text{ kN}$ errechnet. Das analytische Modell errechnet hier keine positiven Schubkräfte. Die relative Permeabilität des Sekundärteils wurde beim analytischen Modell zu $\mu_r = 5$ gesetzt, die des Primärteils auf $\mu_r \rightarrow \infty$, was zu der sehr guten Übereinstimmung im Flussdichteverlauf (Bilder 7.8-7.11) führt. Die Kräfte werden dennoch leicht unterschiedlich berechnet. Im Gegensatz zum numerischen Modell bildet das analytische Modell den Schienenkopf nicht exakt nach, sondern berücksichtigt die Luftspaltaufweitung durch einen konstanten, größeren Luftspalt (6 mm statt 4,5 mm). Die relative Permeabilität ist beim analytischen Modell konstant angenommen, das numerische Modell berücksichtigt die Magnetisierungskennlinie der Schiene. Die maximalen Bremskräfte liegen bei $F_{t,\text{max}} = 4 \text{ kN}$. Die maximale Normalkraft zur Erhöhung der Radaufstandskraft berechnet sich mit dem analytischen Modell zu $F_{n,\text{max}} = 11 \text{ kN}$. Der Verlauf der Tangentialkraft bezüglich der Frequenz f_r im Sekundärteil ist stark unsymmetrisch, er wird durch die gewählte Bruchlochwicklung mitbeeinflusst. Dies wird im folgenden gezeigt.

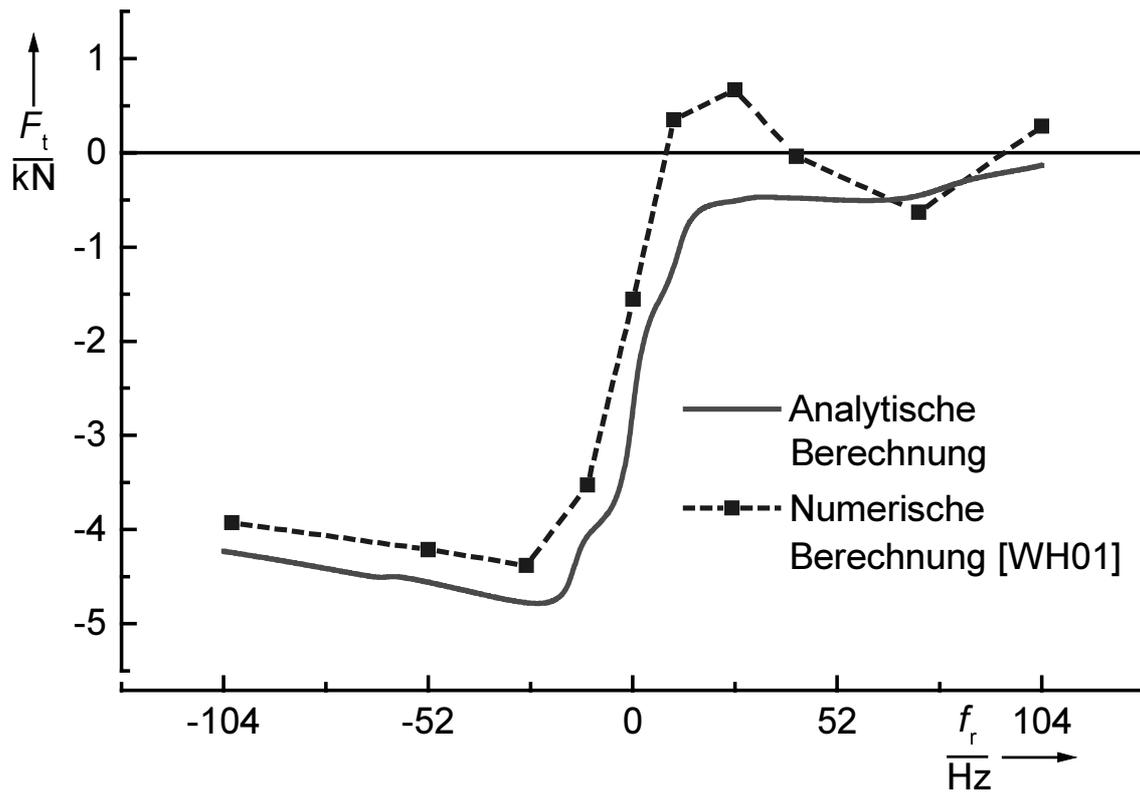


Bild 7.13: Tangentialkraftverlauf des Asynchron-Linear-Boosters in Abhängigkeit der Sekundärteilfrequenz (Daten siehe Tabelle 7.4)

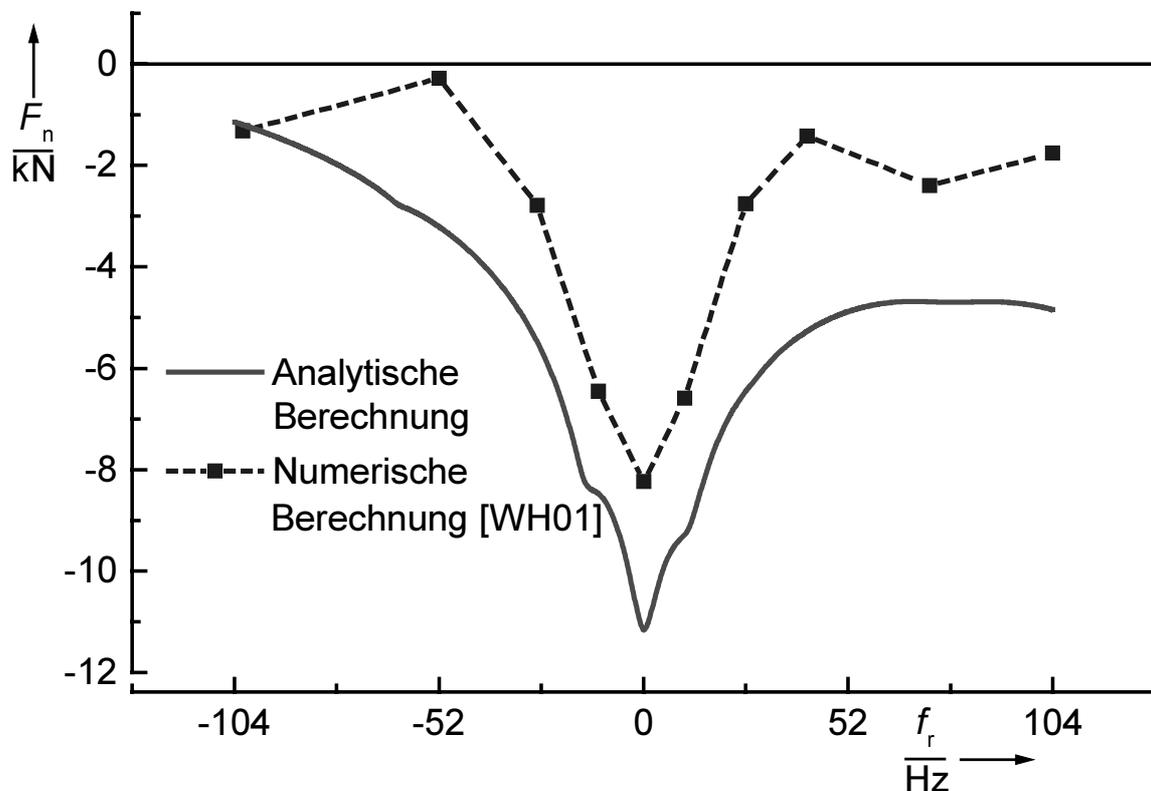


Bild 7.14: Normalkraftverlauf des Asynchron-Linear-Boosters in Abhängigkeit der Sekundärteilfrequenz (Daten siehe Tabelle 7.4).

Aus Tabelle 7.1 wurde deutlich, dass das von der gewählten Bruchlochwicklung erregte Magnetfeld neben der Grundwelle $\nu=1$ auch Oberwellen mit den Ordnungszahlen $\nu=-2, 4, -5, \dots$ besitzt. Der Einfluss dieser Oberwellen auf den Kraftverlauf lässt sich mit Hilfe des zweidimensionalen analytischen Modells nach [Ho00] zeigen. Endeffekte werden in diesem Modell nicht berücksichtigt. Zur Verdeutlichung des Einflusses der Feldoberwellen auf den Kraftverlauf wurde die relative Permeabilität vergrößert ($\mu_r = 100$), wodurch der Ort maximaler Kraft bezogen auf die Grundwellen hin zu kleineren Schlupfwerten verschoben wird. Die Tangentialkraft ist hier in die Kraftanteile der einzelnen Feldoberwellen aufgeteilt (Bild 7.15). Die Grundwelle $\nu=1$ hat ihren Synchronpunkt $s_\nu=0$ nach Gl. 7.7

$$s = \frac{1}{\nu}(s_\nu - 1) + 1 \quad (7.7)$$

bei einem Rotorschlupf $s=0$, die Oberwellen der Ordnungszahlen $\nu=-2, 4$ entsprechend bei einem Schlupf $s=1,5$ bzw. $s=0,75$. Die Addition der Tangentialkräfte der Feldoberwellen liefert den resultierenden Kraftverlauf. Da die Amplituden der Feldoberwellen im analytischen Modell mit $1/\nu$ abnehmen, haben Feldoberwellen mit höherer Ordnungszahl $|\nu| > 4$ keinen großen Einfluss auf den resultierenden Kraftverlauf und sind daher in Bild 7.15 vernachlässigt.

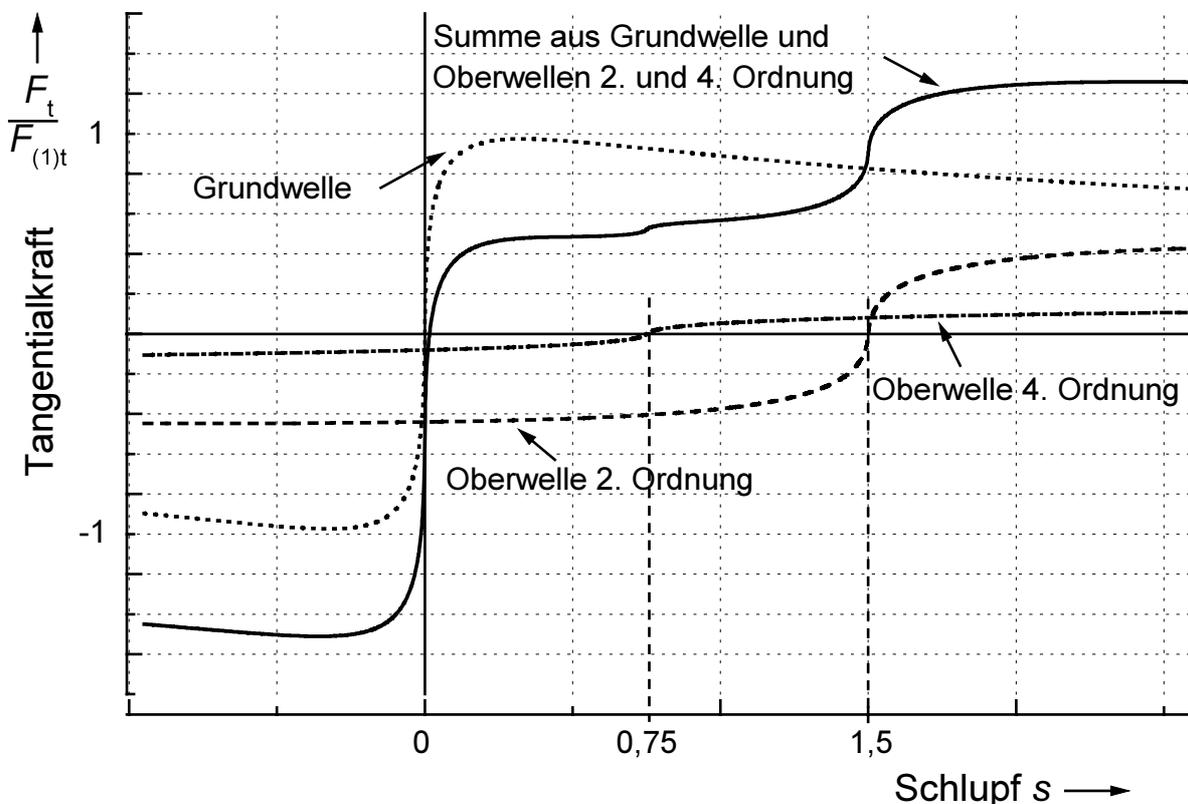


Bild 7.15: Berechnete Tangentialkraftkomponenten für die Grundwelle und die dominierenden Feldoberwellen $\nu=-2, 4$ ($\delta = 6 \text{ mm}$, $\mu_r = 100$).

7.6 Verluste und Kühlung

7.6.1 Verluste

Die gezeigten Kraftverläufe lassen sich nur bei den in Tabelle 7.4 angegebenen hohen Strombelägen und Stromdichten erzeugen. Für einen Dauerbetrieb wird die Maschine hierzu mit zusätzlichen Hohlleitern in der Nut ausgeführt (Tabelle 7.5 und Bild 7.16). Diese Hohlleiter dienen ausschließlich dem Kühlmitteltransport und führen keinen Strom. Um die Kühlverhältnisse zu berechnen wurde ein zweidimensionales numerisches thermisches Modell der Maschine erstellt.

Es werden 4 Hohlleiter pro Spule angeordnet. Da mit der Anzahl der übereinanderliegenden Leiter und mit steigender Speisefrequenz die Stromverdrängung in den Leitern steigt, ist der Stromverdrängungsfaktor der p -ten Lage, der die Erhöhung des Wechselstromwiderstands gegenüber dem Gleichstromwiderstands beschreibt durch Gl. 7.8 zu berücksichtigen.

$$k_R = \varphi(\xi) + p \cdot (p-1) \cdot \psi(\xi) \quad (7.8)$$

Dadurch werden neben den Stromwärmeverlusten auch die Wirbelströme in den Nutenleitern erfasst.

Für die mittlere Widerstandserhöhung aller m in Serie übereinander liegenden Nutenleiter gilt:

$$k_m = \frac{1}{m} \sum_{p=1}^m k_R = \varphi(\xi) + \frac{m^2 - 1}{3} \psi(\xi) \quad (7.9)$$

Der Faktor ψ stellt den Einfluss des Fremdfeldes, erregt von den unter dem p -ten Leiter liegenden $p-1$ Leitern, auf die Stromverdrängung im p -ten Leiter dar

$$\psi(\xi) = 2 \cdot \xi \cdot \frac{\sinh(\xi) - \sin(\xi)}{\cosh(\xi) + \cos(\xi)}, \quad (7.10)$$

der Faktor φ den Einfluss des Eigenfeldes des p -ten Leiters:

$$\varphi(\xi) = \xi \cdot \frac{\sinh(2 \cdot \xi) + \sin(2 \cdot \xi)}{\cosh(2 \cdot \xi) - \cos(2 \cdot \xi)}. \quad (7.11)$$

Die reduzierte Leiterhöhe ξ ist das Verhältnis der Leiterhöhe h_L zur Eindringtiefe d_E :

$$\xi = \frac{h_L}{d_E} = h_L \cdot \sqrt{\pi \cdot f \cdot \mu \cdot \kappa \cdot \frac{2b_L}{b_Q}} \quad (7.12)$$

Bei den gegebenen Abmessungen nach Tabelle 7.6 ergeben sich für den Stromverdrängungsfaktor, wenn nach [Seq73] nur die vollen Teilleiter berücksichtigt werden, die Werte nach Tabelle 7.7 und Bild 7.17.

Tabelle 7.5: Geometriedaten des Asynchron-Linear-Boosters.

Ständerrückenhöhe h_{RS}	40 mm	Breite Leiter b_L	12 mm
Polteilung τ_p	160 mm	Höhe Hohlleiter h_K	5 mm
Höhe Kupferleiter h_L	3 mm	Wanddicke Hohlleiter $d_{K\ddot{u}hl}$	1 mm
Dicke Nutauskleidung d_{Naus}	0,15 mm	Dicke Zwischenlage d_{Zlage}	0,2 mm
Dicke Spulenisolation d_{Sisol}	2 mm	Dicke Isolationsharz d_{Harz}	5 mm
Dicke Leiterisolation d_{Lisol}	0,3 mm	Dicke Nutplatte d_{Platte}	1 mm
Höhe Bodenstreifen h_{Boden}	0,5 mm	Höhe Nutverschlusskeil $h_{K\ddot{e}il}$	4,5 mm
Höhe Rutschstreifen h_{Rutsch}	0,5 mm	Dicke Maschinenschutzblech d_{Blech}	2,5 mm
Anzahl Hohlleiter	4	Höhe Zahn h_{Zahn}	115 mm
Nutbreite b_Q	31 mm		

Tabelle 7.6: Materialeigenschaften der verwendeten Werkstoffe.

Material	Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m·K)]	Spez. Wärmekapazität c [Ws/(kg·K)]	Dichte ρ [kg/m ³]
Statoreisen	80	449	7897
Kupferleiter	401	385	8954
Aluhohlleiter	237	897	2707
Isolierung	0,3	1000	1200

Tabelle 7.7: Kenndaten der Kupferleiter bei verschiedenen Speisefrequenzen.

Speisefrequenz f	52 Hz	104 Hz	200 Hz
Elektrische Leitfähigkeit κ (150°C)	$35 \cdot 10^6$ S/m		
Reduzierte Leiterhöhe ξ	0,228	0,316	0,439
Eindringtiefe d_E	13 mm	9,4 mm	6,8 mm
Stromverdrängungsfunktion $\varphi(\xi)$	1,0002	1,0001	1,003
Stromverdrängungsfunktion $\psi(\xi)$	0,0008	0,003	0,01
Mittlere Widerstandserhöhung	1,13	1,54	3

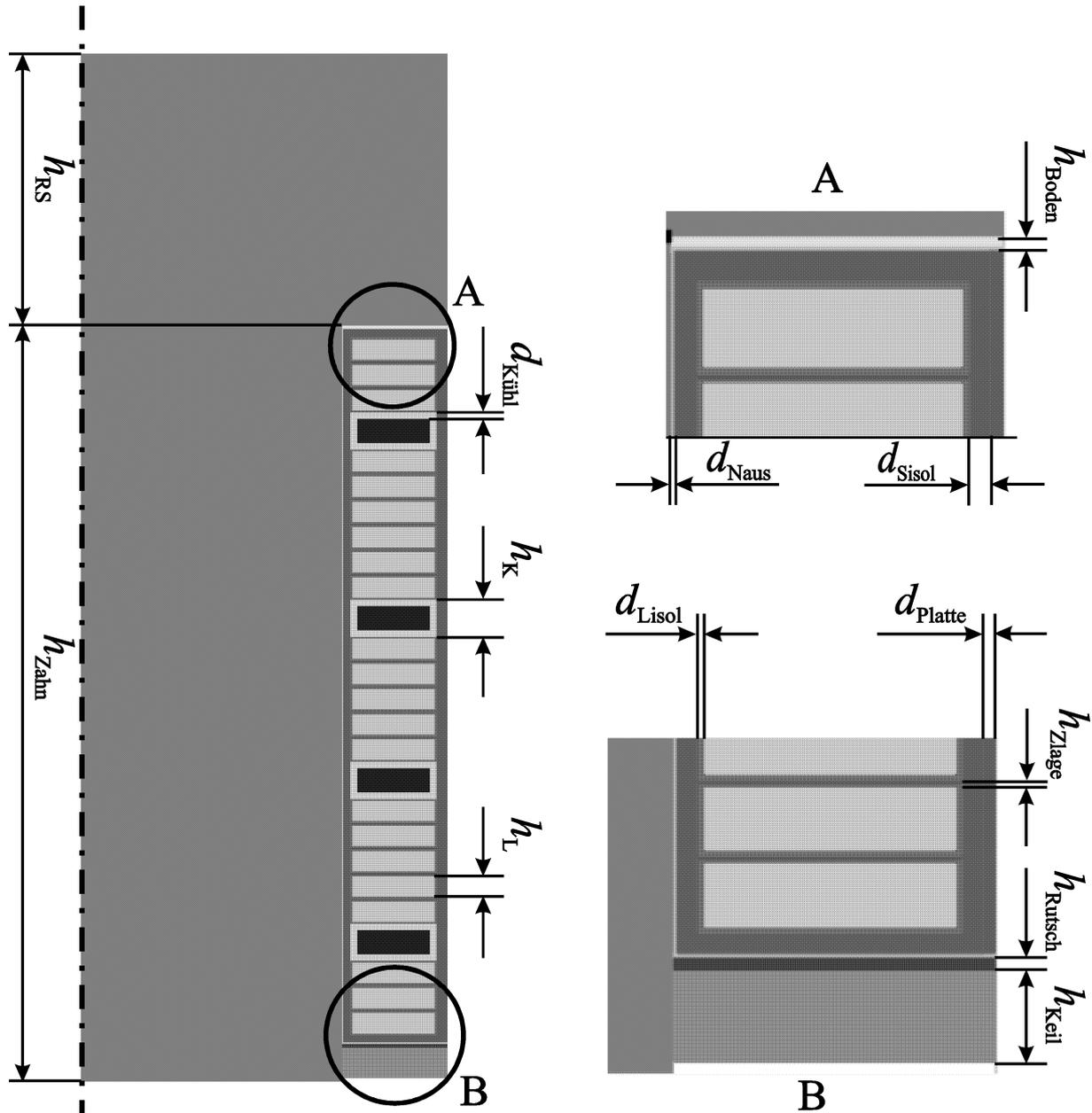


Bild 7.16: Nutgeometrie des Asynchron-Linear-Boosters für die numerische Berechnung der Temperaturverteilung mit dem FEM-Programm ANSYS.

Neben den Stromwärme- und Wirbelstromverlusten in den Nutleitern tragen die Ummagnetisierungsverluste im Blechpaket ebenfalls zur Erwärmung der Maschine bei. Im thermischen Modell werden sie durch Gl. 7.13 berücksichtigt.

$$P_{Fe} = v_{10} \cdot \left(\frac{B}{1,0T} \right)^2 \cdot \left(\frac{f}{50\text{Hz}} \right)^{1,5} \cdot m_{Fe} \quad (7.13)$$

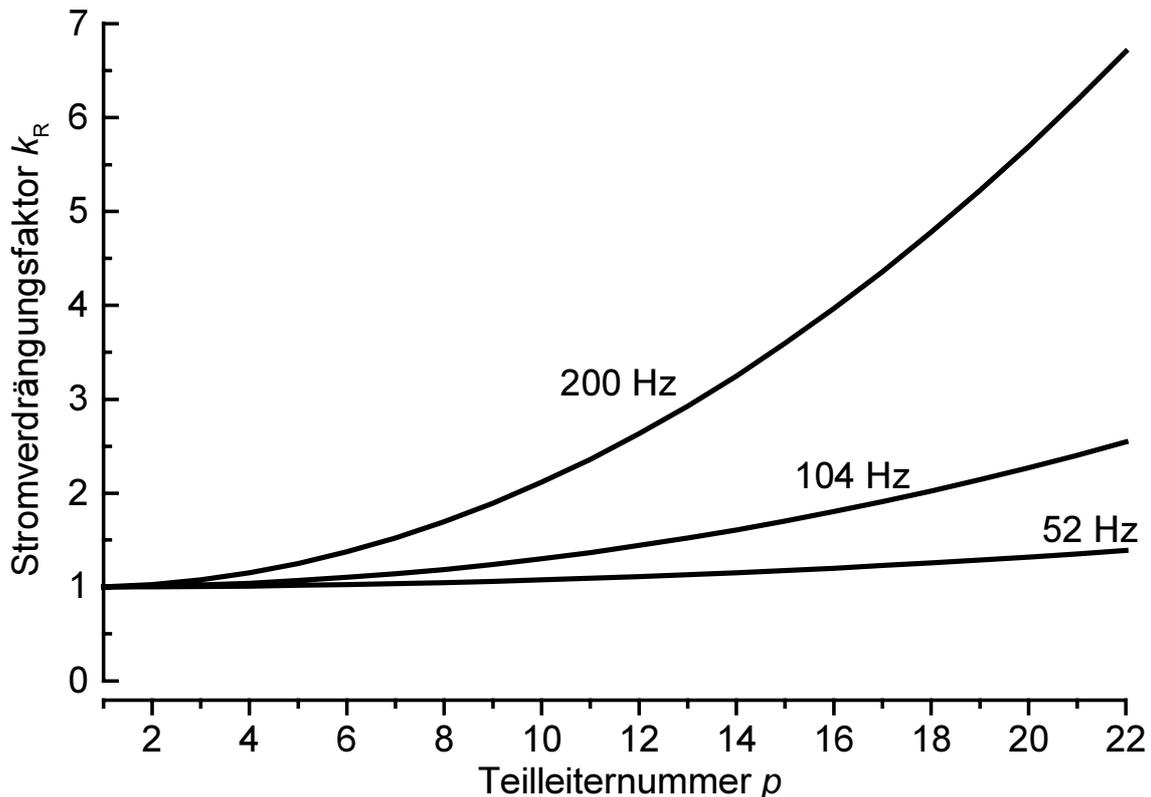


Bild 7.17: Stromverdrängungsfaktor k_R für die einzelnen Teilleiter (gezählt vom Nutgrund).

Die Verlustziffer beträgt $v_{10} = 1,3$ W/kg bei 1 T und 50 Hz und die Dichte des Eisens $\rho_{Fe} = 7900$ kg/m³. Die Flussdichte ist den numerischen Berechnungen entnommen, sie wurde konstant zu $B = 1,7$ T eingesetzt.

7.6.2 Hohlleiterkühlung und Erwärmungsberechnung

Der Wärmeübergang zu dem im Hohlleiter fließenden Kühlmedium wird durch die Wärmeübergangszahl α nachgebildet [Bi02].

$$\alpha \approx 0,024 \cdot (c \cdot \rho)^{0,3} \cdot \frac{\lambda^{0,7}}{d_h^{0,2} \cdot \gamma^{0,5}} \cdot v^{0,8} \quad (7.14)$$

Tabelle 7.8: Kühlmitteldaten bei Hohlleiterkühlung.

Fliessgeschwindigkeit v	1 m/s	Kühlmitteleintrittstemp.	60°C
Mittlere Temperatur	70°C	Kühlmittelaustrittstemp.	80°C
Hydraulischer Durchmesser d_h	4,6 mm	Viskosität γ	$0,91 \cdot 10^{-6}$ m ² /s
Spez. Wärmekapazität c	3760 Ws/(kg·K)	Dichte ρ	1031 kg/m ³
Wärmeleitfähigkeit λ	0,466 W/(m·K)	Wärmeübergang α zum Kühlmittel	4110 W/(m ² ·K)
Kühlmittelkonzentration	60 % / 40 %	Frostschutz	-30°C
Kühlmittel	Wasser/Tyfofor	Umgebungstemperatur	40°C
Wärmeübergangszahl α zur Umgebung	15 W/(m ² ·K) bei Stillstand		

Für die in Tabellen 7.3 - 7.6 angegebenen Werte ergibt sich für eine Einschaltdauer von $t_{\text{ein}} = 10 \text{ min}$ für die Nut der in Bild 7.18 gezeigte berechnete Temperaturverlauf. Die Wärmeübergangszahl zur Umgebungsluft ist für die oberen und unteren Grenzflächen, (exakt: oberen und unteren Grenzlinien in der 2D Berechnung) zu $\alpha = 15 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ gesetzt. Rechte und linke Seite des Modells stellen Symmetrielinien dar. Hier findet kein Wärmeaustausch statt. Die Speisefrequenz beträgt $f = 52 \text{ Hz}$, was einer Fahrzeuggeschwindigkeit von $v = 60 \text{ km/h}$ entspricht. Mit dieser Geschwindigkeit ist ein Befahren von großen Steigungsstrecken (Bsp. *Geislinger-Steige*, siehe Kap. 10) möglich. Aufgrund der berücksichtigten Stromverdrängung erwärmen sich die Leiter im Bereich der Nutöffnung am stärksten.

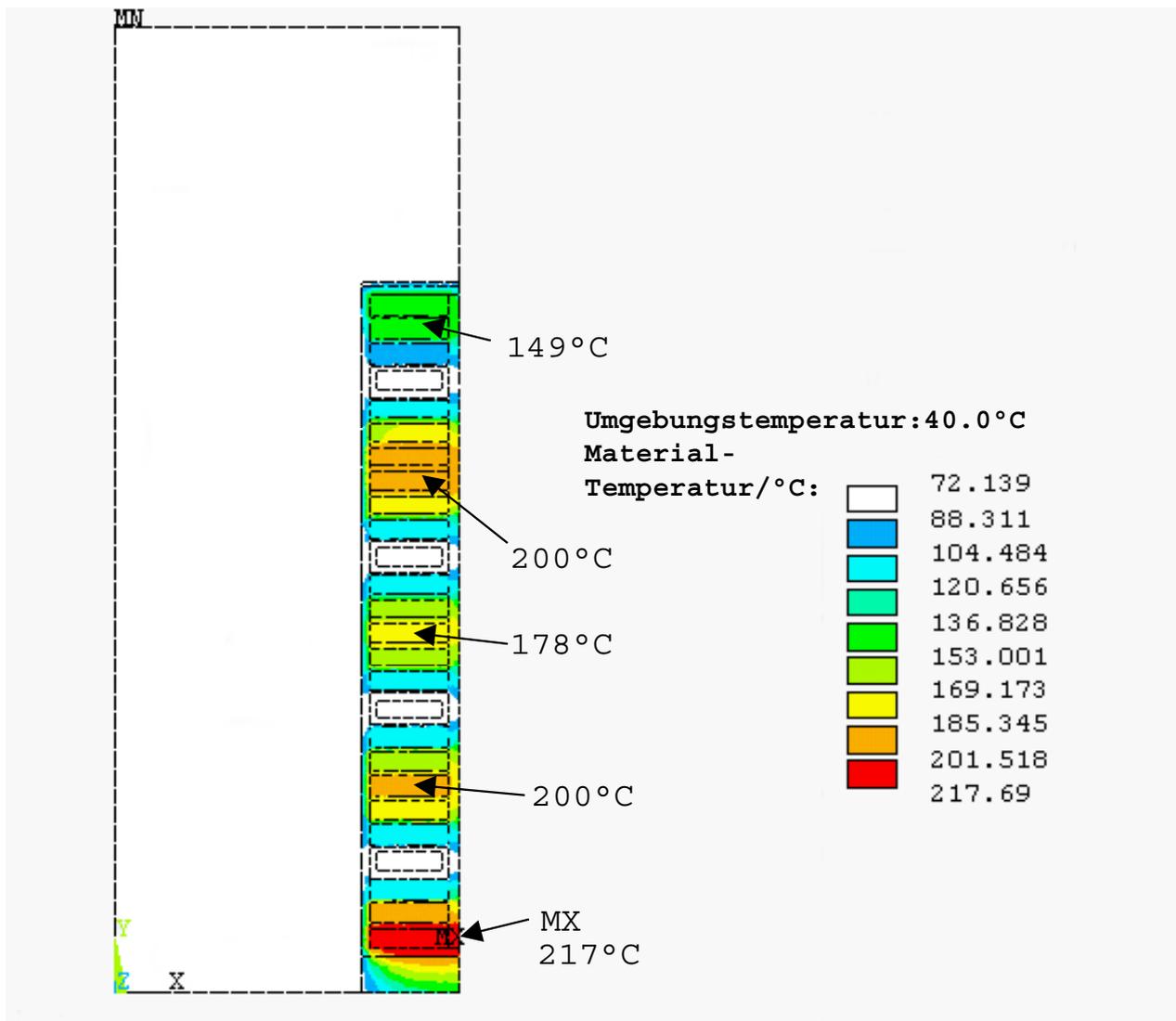


Bild 7.18: Mit dem Finite-Elemente-Programm ANSYS berechneter Temperaturverlauf in der Nut der Asynchron-Linear-Maschine. Speisefrequenz $f = 52 \text{ Hz}$, $v = 0$ (Daten: 7.3-7.6).

Die Simulation geht von idealen Verhältnissen für den Kontakt zwischen Leitern und Eisen aus. Tatsächlich können sich die Temperaturmaxima abhängig von den Einbauverhältnissen verschieben, d. h. bei nicht idealem Kontakt der Materialien (Lufteinschluss) ist der Wärmeaustausch zwischen den Materialien behindert, wodurch sich für das verlustbehaftete Bauteil eine erhöhte Temperatur ergibt.

Als Isoliersystem wird ein System der Wärmeklasse 200 vorgesehen. Die zulässige Grenztemperatur dieser Wärmeklasse, ermittelt aus einer Widerstandsmessung, liegt bei 240 °C (VDE 0115, Bahnanwendungen). Der zeitliche Verlauf an der heißesten Stelle (MX) ist in Bild 7.19 dargestellt.

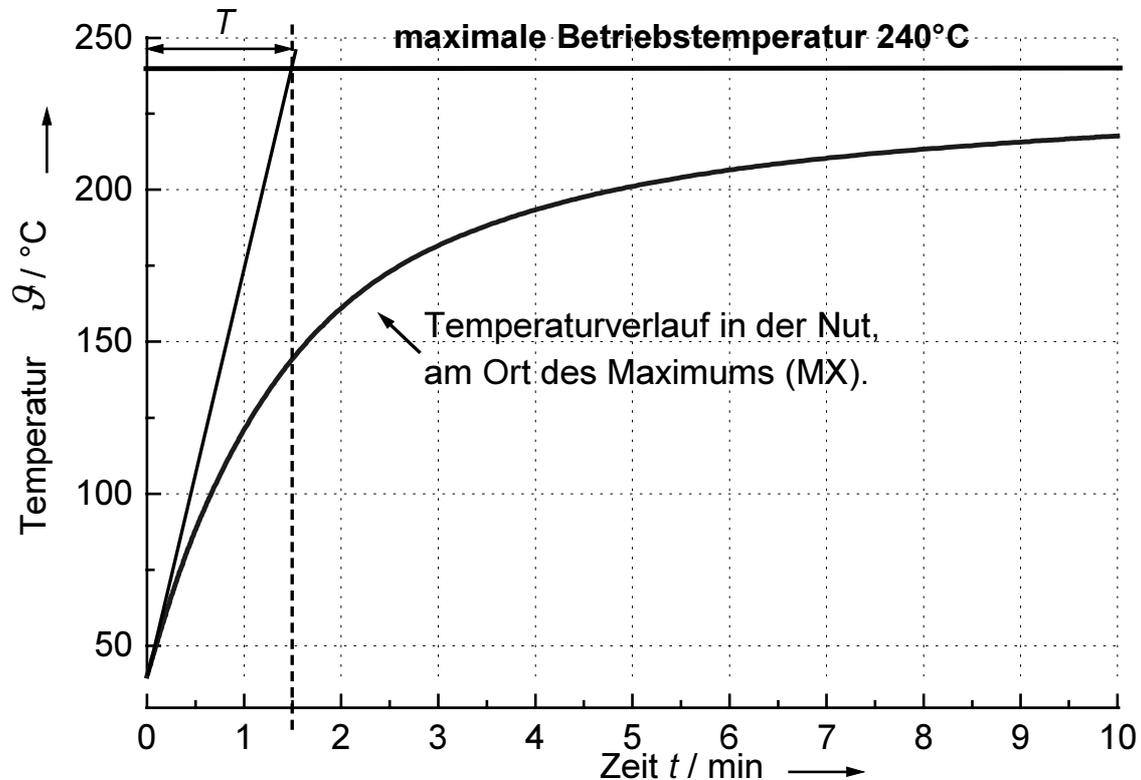


Bild 7.19: Berechneter zeitlicher Erwärmungsverlauf im Heißpunkt (MX) für die Nutansicht (Bild 7.18).

Nach 1,5 min sind bereits 67 % der Endtemperatur erreicht. Die thermische Zeitkonstante der Wicklung beträgt damit $T = 90$ s.

Bild 7.20 zeigt die räumliche Verteilung des Temperaturverlaufs über dem Nutquerschnitt ausgehend vom Ort maximaler Temperatur (MX).

Der Aufwand für eine Ausführung der Maschine mit zusätzlicher Leiterkühlung ist sehr hoch. Es muss geprüft werden, wie die Maschine bei Ausfall der Kühlung betrieben werden kann. Bild 7.21 zeigt den Temperaturverlauf im Maximum, falls aufgrund eines Defektes die Wasserkühlung ausfällt. Die Maschine ist demnach maximal 3 min zu betreiben, bis die maximal zulässige Betriebstemperatur erreicht wird. Wird die Maschine im Aussetzbetrieb betrieben S3-10 % (1 min ein / 9 min aus), ist der angegebene sägezahnförmige Temperaturverlauf als Notbetrieb ohne Wasserkühlung technisch möglich. Bei Ausfall der Kühlmittelpumpe erreicht das in den Hohlleitern verbliebene Kühlmedium nach einer Minute eine kritische Temperatur von ca. 90 °C, bei der Wasser unter normalen Druckverhältnissen den Aggregatzustand zu ändern beginnt. Ein Betrieb ist unter diesen Umständen nicht mehr möglich, wenn ein Druckanstieg in den Hohlleitern durch Wasserverdampfung vermieden werden soll.

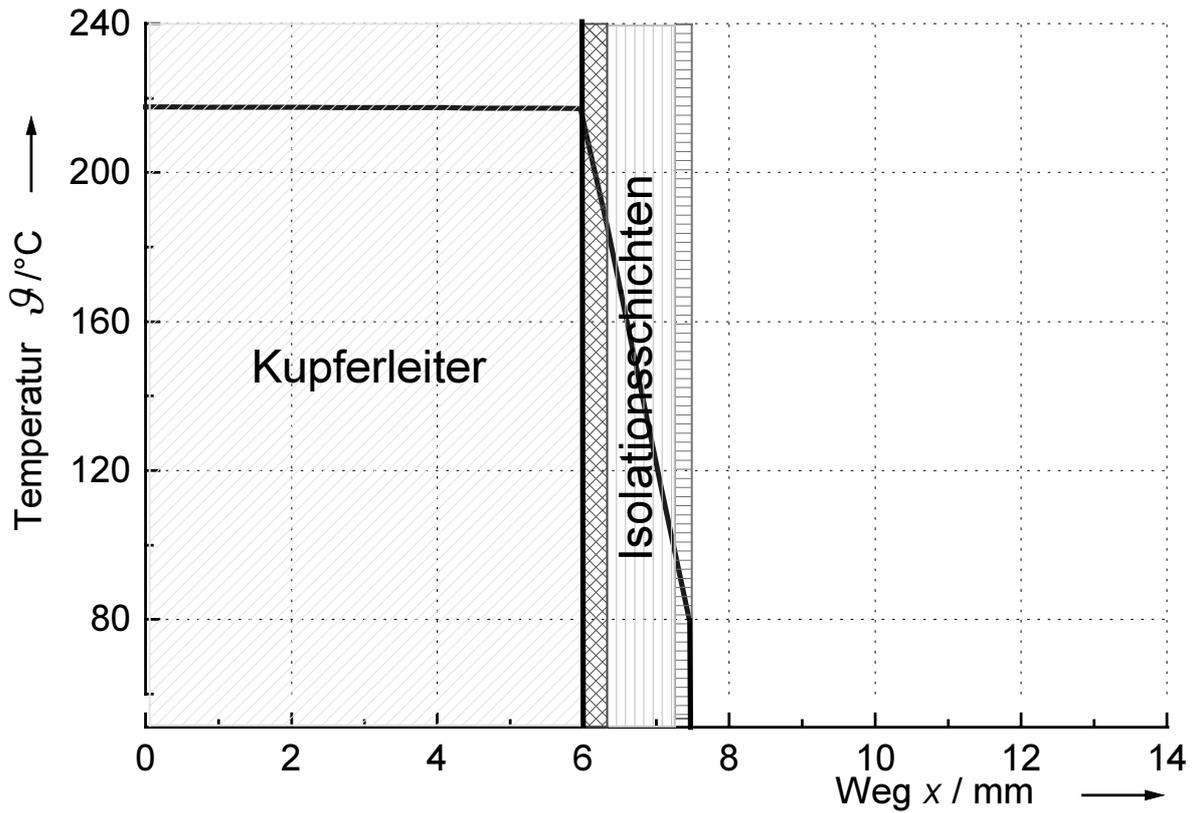


Bild 7.20: Berechneter räumlicher Temperaturverlauf in den Materialien quer zur Nut.

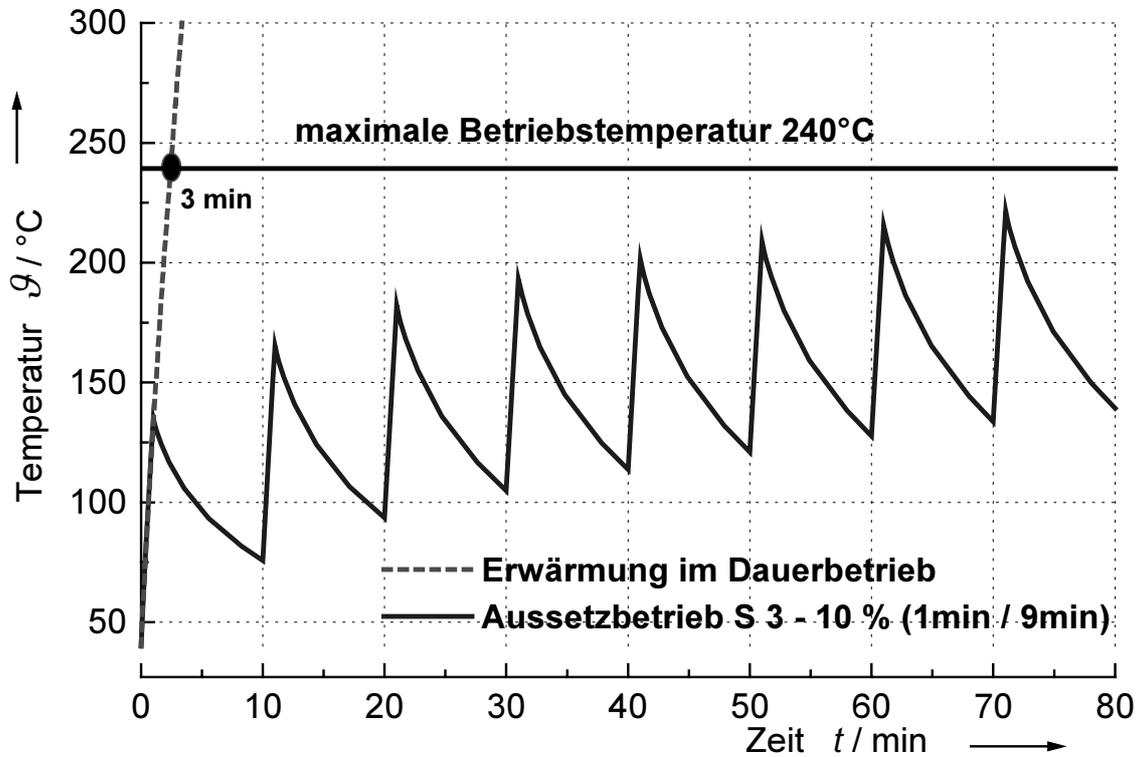


Bild 7.21: Berechneter Temperaturverlauf bei Aussetzbetrieb des Asynchron-Linear-Boosters bei Ausfall der Wasserkühlung.

7.6.3 Kühlmittelstrom

Um die anfallende Verlustwärme abzuführen, muss, wie in Tab. 7.8 beschrieben, das Kühlmittel im Leiter mit einer Geschwindigkeit von $v = 1 \text{ m/s}$ fließen. Pro Zahnspule sind die 4 Hohlleiter hydraulisch in Reihe geschaltet. Die insgesamt 12 Nutbereiche der Maschine sind hydraulisch parallel geschaltet. Druckverluste an der Rohrwand sowie an Krümmungen des Hohlleiters sind nach Tabelle 7.9 berücksichtigt.

Tabelle 7.9: Druckverluste und Kühlmittelstrom.

Hohlleiterlänge pro Zahnspule	2m	Anzahl paralleler Hohlleitergruppen	12
Kühlmittelvolumenstrom pro Zahnspule	0,03 l/s	Kühlmittelvolumenstrom aller 12 parallelen Hohlleitergruppen	22 l/min
Druckverluste pro Zahnspule (je 4 Serienhohlleiter)	0,1 bar		

Der Kühlkreislauf ist so dimensioniert, dass als Förderpumpe eine handelsübliche Umwälzpumpe eingesetzt werden kann. Standardpumpen mit einer Nennleistung $P_N = 45 \text{ W}$, leisten bei einem Förderdruck von 0,15 bar einen Volumenstrom von 22 l/min.

Fazit

Der vorgestellte Asynchron-Linear-Booster nutzt direkt die Fahrschiene als Sekundärteil. Die erzeugten Normal- und Tangentialkräfte sind leider gering ($F_t = 0,5 \text{ kN}$; $F_n = 10 \text{ kN}$). Die Zugkrafteerhöhung gegenüber einer Lokomotive ohne zusätzlichen Linear-Booster beträgt bei einem Kraftschlussbeiwert von $f_x = 0,24$ cirka 8 %. Für Dauerbetrieb muss die Linearmaschine mit einer direkten Leiterkühlung gekühlt werden. Bei Leckage der Kühlleitung (Ausfall der Hohlleiterkühlung) ist der Betrieb für maximal $t = 3 \text{ min}$ möglich. Ein Ausfall der Kühlmittelförderpumpe hingegen erfordert eine Abschaltung bereits nach etwa 1 min, da sonst das Kühlmittel verdampft. Das in den Hohlleitern verbliebene Kühlmedium erreicht nach dieser Zeit eine kritische Temperatur von $\vartheta \approx 90 \text{ °C}$, bei der das Wassergemisch bei Luftdruck verdampft.

8 Asynchron-Linear-Booster mit Reaktionsschiene im Gleis

Bei dieser Variante wird eine zusätzliche Reaktionsschiene im Gleis zwischen den Fahrschienen verlegt. Im Unterschied zu der zuvor vorgestellten Variante wird dadurch der Einsatz auf Teilstrecken mit entsprechender Ausrüstung beschränkt. Der Einbauraum in der Lokomotive ist nicht auf den Bereich des Schienenkopfes beschränkt. Im Gleis kann eine Aluminiumkäfiganordnung als Sekundärteil mit Eisenrückschluss verwendet werden, wodurch die schlechtere elektrische Leitfähigkeit und die schlechte Magnetisierbarkeit der Fahrschiene (Eisen !) umgangen werden. Die Variante soll für die Lokomotive BR 152 im unteren Geschwindigkeitsbereich bis ca. $v = 80 \text{ km/h}$ an Steigungsstrecken die Traktionsmotoren bei schlechten Kraftschlussverhältnissen unterstützen. Als Referenzstrecke dient die Strecke Amstetten – Geislingen-West mit einer Länge von 5 km und einer durchschnittlichen Steigung von 22 ‰.

8.1 Bauraum des Asynchron-Linear-Boosters mit Reaktionsschiene im Gleis

Der Asynchron-Linear-Booster (Lineare Induktionsmaschine LIM) wird im angetriebenen Drehgestell montiert und soll absenkbar sein. Es sollen sowohl gewöhnliche Strecken als auch für den Einsatz des Asynchron-Linear-Boosters ertüchtigte Teilstrecken befahren werden. Im nicht eingeschalteten Zustand muss das Fahrzeugprofil eingehalten werden, außerdem ist der Bauraum des Boosters im nicht abgesenkten Zustand zu beachten. Der zur Verfügung stehende Einbauraum wird anhand der Bilder 8.1 bis 8.4 deutlich.

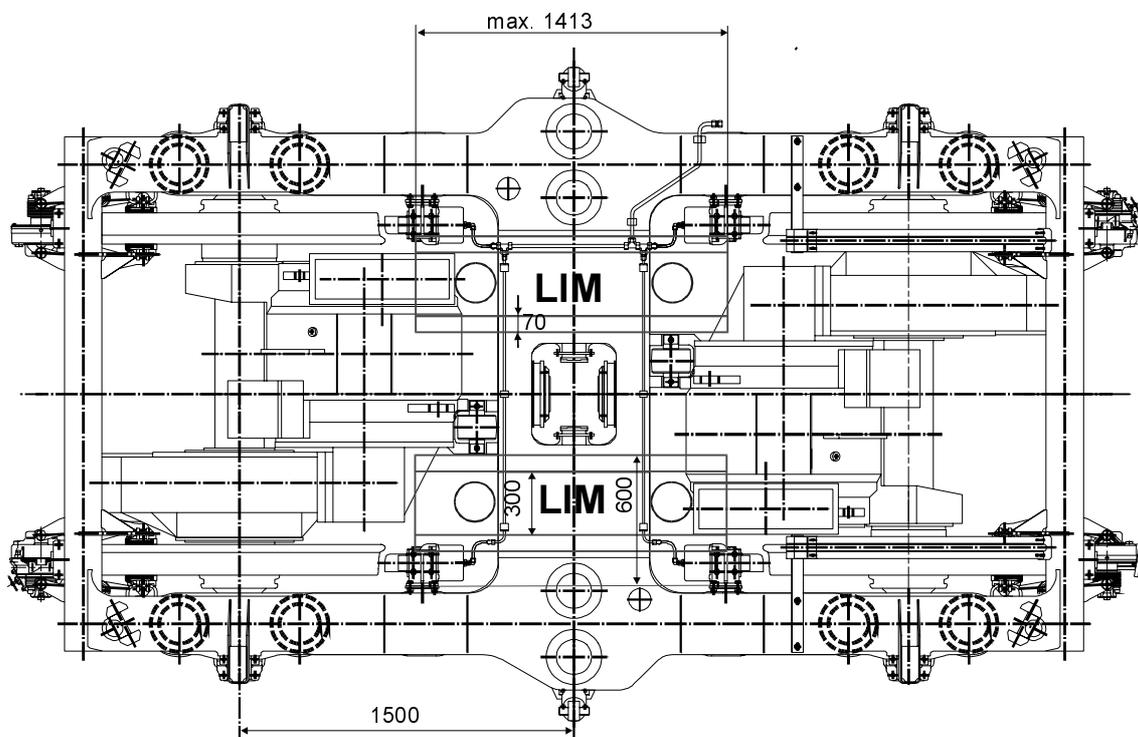


Bild 8.1: Drehgestell der BR 152 mit zwei eingebauten Asynchron-Linear-Boostern. Draufsicht (mit freundlicher Genehmigung der Fa. Siemens AG).

Bild 8.1 zeigt die Draufsicht auf das Drehgestell der BR 152. Zu erkennen sind der Drehgestellrahmen, die beiden angetriebenen Radsätze mit den Traktionsmotoren, welche über zwei Tatzlager an der Radsatzwelle abgestützt sind, die Drehmomentenstützen, über die die Fahrmotoren am Drehgestellrahmen abgestützt werden, sowie der mögliche Einbauraum für eine Linearmaschine, welcher sich aus den gegebenen Abmaßen der Drehgestellanbauten ergibt.

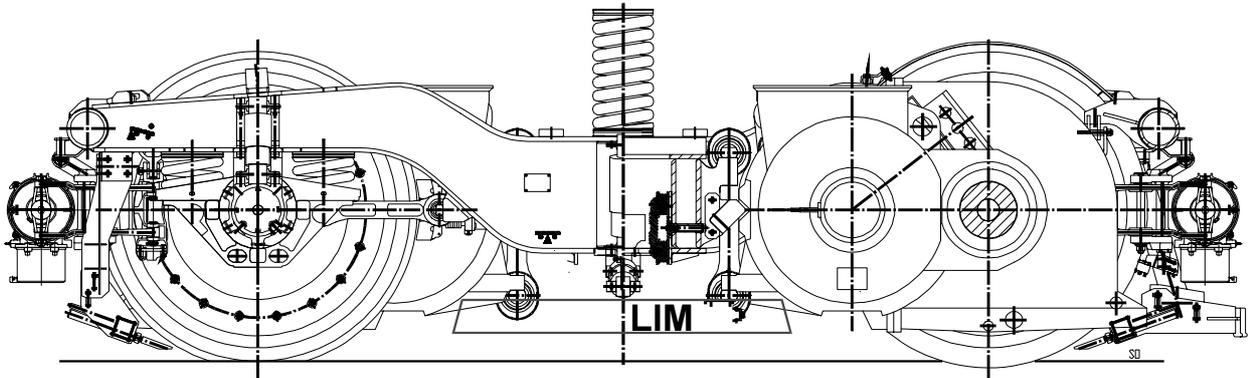


Bild 8.2: Drehgestell der BR 152 mit zwei eingebauten Asynchron-Linear-Boostern. Seitenansicht (mit freundlicher Genehmigung der Fa. Siemens AG).

Bild 8.2 zeigt die Seitenansicht der Anordnung. Bei der Angabe des Einbauraums ist zu berücksichtigen, dass nach Vorgabe der DB AG möglichst keine Veränderungen an bestehenden Teilen des Drehgestells vorgenommen werden dürfen.

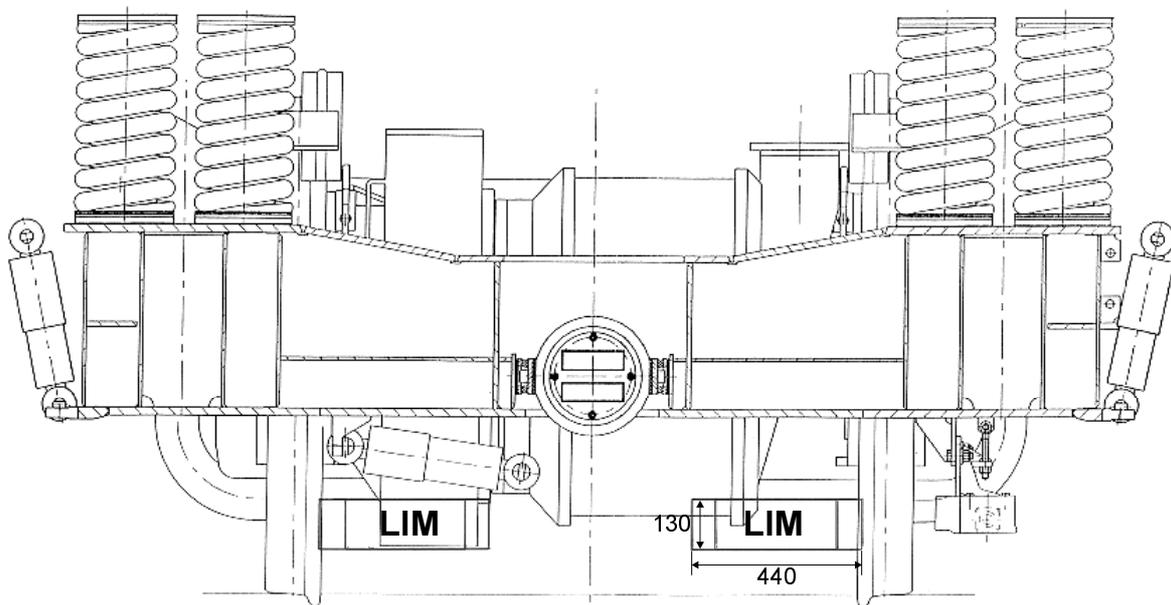


Bild 8.3: Drehgestell der BR 152 mit zwei eingebauten Asynchron-Linear-Boostern. Frontansicht (mit freundlicher Genehmigung der Fa. Siemens AG).

Hingegen dürfen zusätzliche Anbauten angebracht werden, soweit sie das Lichtraumprofil nach Vorgabe der Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung einhalten. Mit dieser Vorgabe ist der Einbauraum des Antriebs nach rechts und links durch das Fahrmotorgehäuse bzw. das Getriebegehäuse eingeschränkt. Die maximale Länge des Antriebs ist daher unter

Einhaltung einer maximalen Höhe des Antriebs von 130 mm zu 1413 mm angegeben. Die Höhe von 130 mm ergibt sich aus der Vorgabe nach EBO, dass Fahrzeuganbauten nach unten einen Mindestabstand zur Schienenoberkante von 80 mm einzuhalten haben. Nach oben ist die Einschränkung in der Höhe durch die Position der Querdämpfer gegeben, die den Einbauraum in der Mitte des Drehgestells beschränken (Bild 8.4). Quer zur Fahrtrichtung in y -Richtung behindert die Fahrmotorabstützung die Einbaubreite der LIM. Da aus elektrotechnischer Sicht der Antrieb mit einer großen Länge ausgeführt werden sollte, um den Einfluss der Endeffekte zu minimieren, ist eine Einbaulage der LIM zu finden, wie in Bild 8.1 gezeigt. Es müssen somit zwei kleine LIM statt einer großen LIM im Drehgestell angeordnet werden. Der Einbauraum im Drehgestell ergibt sich dabei zu 600 mm. Berücksichtigt man die Lage der Reaktionsschiene im Gleis, so lässt sich von dieser Breite jedoch nur ein Teil nutzen. Im Beispiel unter Berücksichtigung einer geschätzten Wickelkopfausladung von 70 mm (abgeleitet aus Wickelkopfdaten elektrischer Maschinen herkömmlicher Bauart) und einem Aktivteil von 300 mm beträgt die Breite nur 440 mm. Weiter steht zwischen Drehgestellrahmen und Fahrmotorgehäuse ein Einbauraum zur Verfügung, um Druckzylinder für eine Hub-/Senkeinrichtung zu montieren. Es ist darauf zu achten, dass diese Zylinder querkräftefrei montiert werden müssen, da sie keine Querkräfte aufnehmen können. Die Kraftübertragung in tangentialer (x -)Richtung muss daher von der LIM direkt auf den Drehgestellrahmen erfolgen.

8.2 Festlegung der Geometrie der Reaktionsschiene

Die Geometrie der Reaktionsschiene richtet sich nach dem im Gleis vorhandenen Einbauraum. Da aus Platzgründen in einem Drehgestell statt eines durchgängigen Antriebs zwei Antriebe angeordnet werden, muss die Reaktionsschiene im Gleis entsprechend zweigeteilt montiert werden (Bild 8.7).

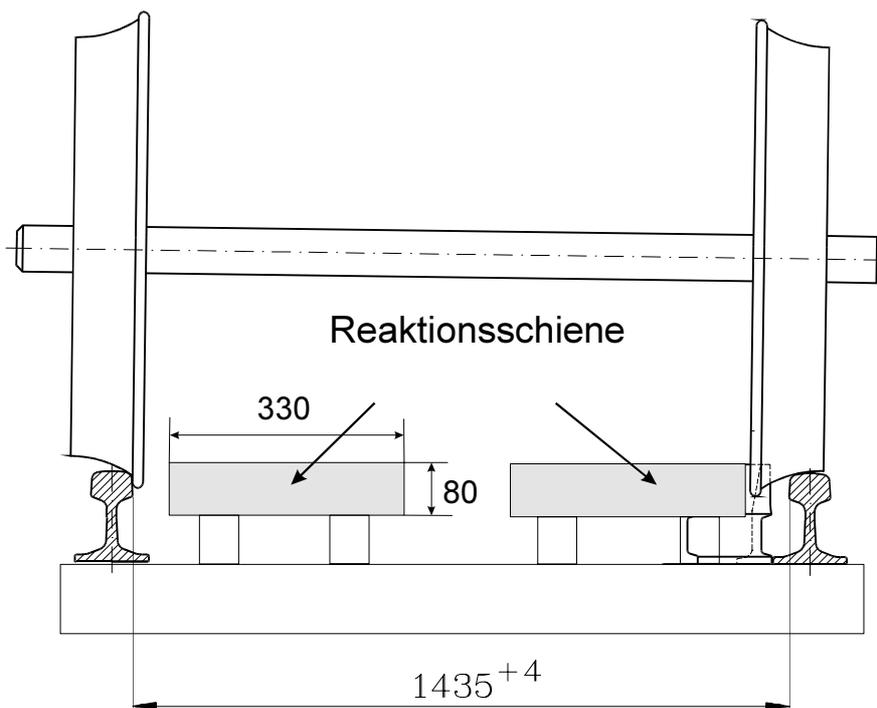


Bild 8.4: Reaktionsschiene im Gleis, zwischen den beiden Fahrschienen montiert.

Es ist nicht möglich, im Bereich von Weichen die Reaktionsschiene durchgängig zu montieren, so dass man auf diesem Abschnitt die Linearmaschine nicht oder nur begrenzt einsetzen kann. Die Reaktionsschiene im Gleis wird, wie in Bild 8.4 zu sehen, zweigeteilt ausgeführt und muss durch geeignete Maßnahmen im Gleis befestigt werden. Das Gleis muss daher für den Einsatz der Linearmaschine modifiziert werden. Es müssen sowohl der Gleiskörper für die Aufnahme von erhöhten Radaufstandskräften ertüchtigt, als auch die Schwellen im Gleis entsprechend verändert werden, um die Reaktionsschiene befestigen zu können. Die Befestigung ist so zu gestalten, dass das Gleis trotz Reaktionsschiene von Gleisbaumaschinen bearbeitet werden kann.

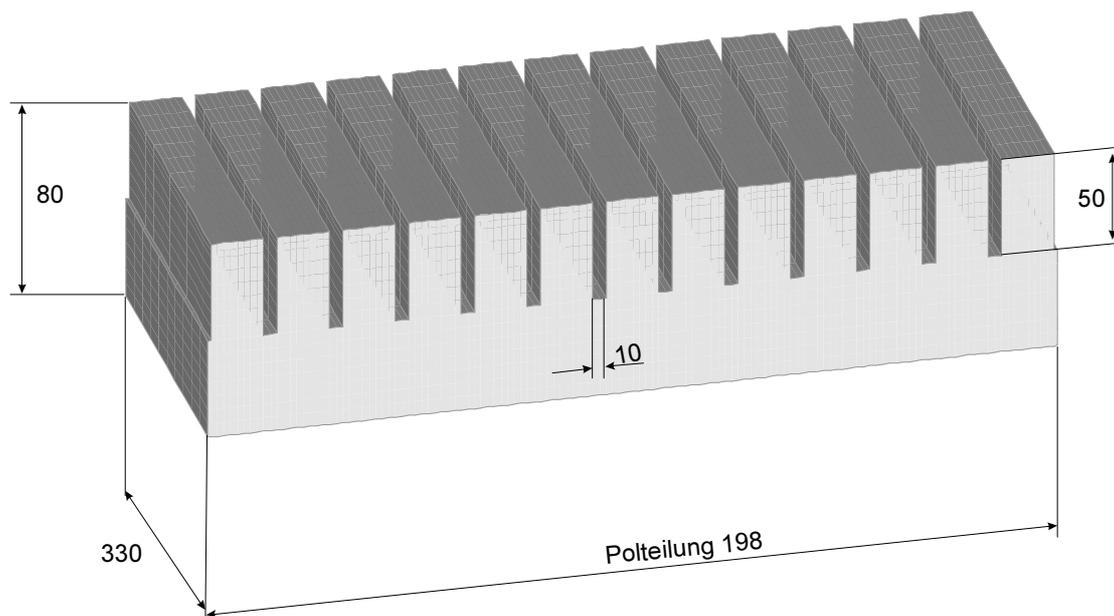


Bild 8.5: Blechschnitt der Reaktionsschiene (verkürzte Darstellung, Maße in mm).

8.3 Auslegung des Asynchron-Linear-Boosters

Der Asynchron-Linear-Booster wird von einem eigenen Umrichter versorgt. Die Einspeisung erfolgt über die Heizwicklung des Lokomotivtransformators. Unter Berücksichtigung zulässiger maximaler Radsatzlasten (25 t pro Radsatz) werden sowohl Normalkräfte als auch Tangentialkräfte erzeugt. Es werden zwei Asynchron-Linear-Booster pro Drehgestell angeordnet. Der maximal zulässige Einbauraum richtet sich nach Kapitel 8.1. Die Polteilung wird gewählt zu $\tau_p = 198$ mm. Die Umrichtergrundfrequenz bei einer Fahrgeschwindigkeit von $v = 60$ km/h beträgt dann nur $f = v_{syn} / 2 \cdot \tau_p = 60 \text{ km/h} / (2 \cdot 198 \text{ mm}) = 42$ Hz.

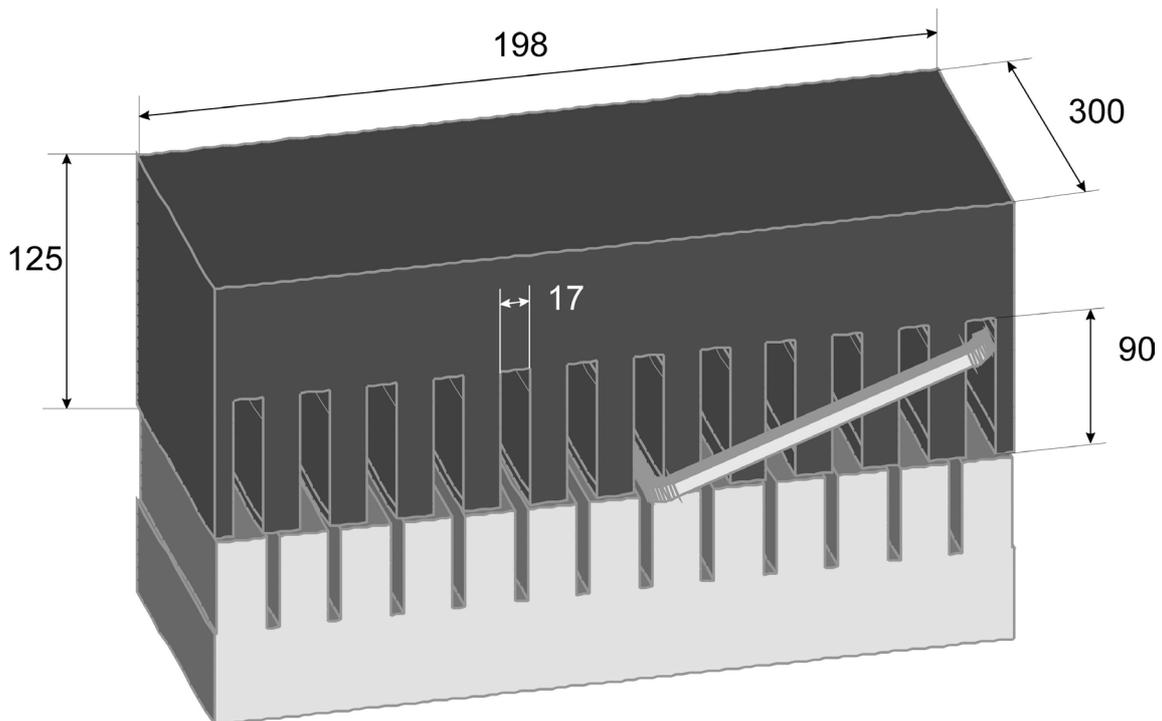


Bild 8.6: Darstellung von Primär- und Sekundärteil der Asynchron-Linear-Maschine mit Reaktionsschiene im Gleis (Maße in mm).

Im unteren Geschwindigkeitsbereich bis zum Nennpunkt wird die Spannung proportional zur Speisefrequenz verstellt. Beginnend mit $U=0\text{ V}$ (bei Vernachlässigung der Spannungsanhebung) und $f=0\text{ Hz}$ wird im Nennpunkt die volle Spannung bei Nennfrequenz erreicht ($U_{verk} = 800\text{ V}$, $f_N = 42\text{ Hz}$).

8.3.1 Daten des Asynchron-Linear-Boosters

Die Maschine wird mit einer Lochzahl $q = 2$ und einer Sehnung (Spulenweite / Polteilung $W_s/\tau_p = 5/6$) ausgeführt. Die Daten der Maschine sind in Tabelle 8.1 zusammengestellt.

Tabelle 8.1: Daten des Asynchron-Linear-Boosters mit eigenem Umrichter.

Gesamtlänge	1353 mm
Breite über Wickelkopf	440 mm
Aktiveisenbreite	300 mm
Höhe	125 mm
Anzahl der Pole	6
Polteilung	198 mm
Lochzahl q	2
W_s / τ_p	5 / 6
Untersuchte Luftspaltweiten	2 mm ... 10 mm
Masse Primärteil	445 kg
Masse Reaktionsschiene	170 kg / m

Der Linear-Booster wurde so ausgelegt, dass in etwa im Maximum des Schubkraftverlaufes ($s = 0,03$, Bild 8.7, 8.8) eine Anzugskraft von 25 kN pro Antrieb (bei $\delta = 6,5$ mm) erzielt wird. Dies bedeutet, dass im Leerlauf der Maschine die Anzugskraft höher ist (ca. 35 kN). Damit die Kraft im Leerlauf nicht zu hoch wird, muss eine Regelung entsprechend eingreifen, so dass die zulässige Radsatzlast (25 t) nicht überschritten wird.

Die elektromagnetische Anzugskraft des Linear-Boosters wurde zu 25 kN, äquivalent mit einer Masse von 2,5 t gewählt, um bei einer erhöhten Radsatzlast 25 t nicht zu überschreiten. Die Baureihe 152 hat ohne Linear-Booster-Ausrüstung eine Masse von 86 t entsprechend 21,5 t pro Radsatz. Die Linear-Booster-Ausrüstung pro Drehgestell hat eine Masse von 1,2 t. Der Umrichter ist nochmals mit 1,5 t zu berücksichtigen, so dass sich eine resultierende Radsatzlast von 25,35 t pro Radsatz ergibt ($21,5 + 1,2 / 2 + 1,5 / 2 + 2,5 = 25,35$).

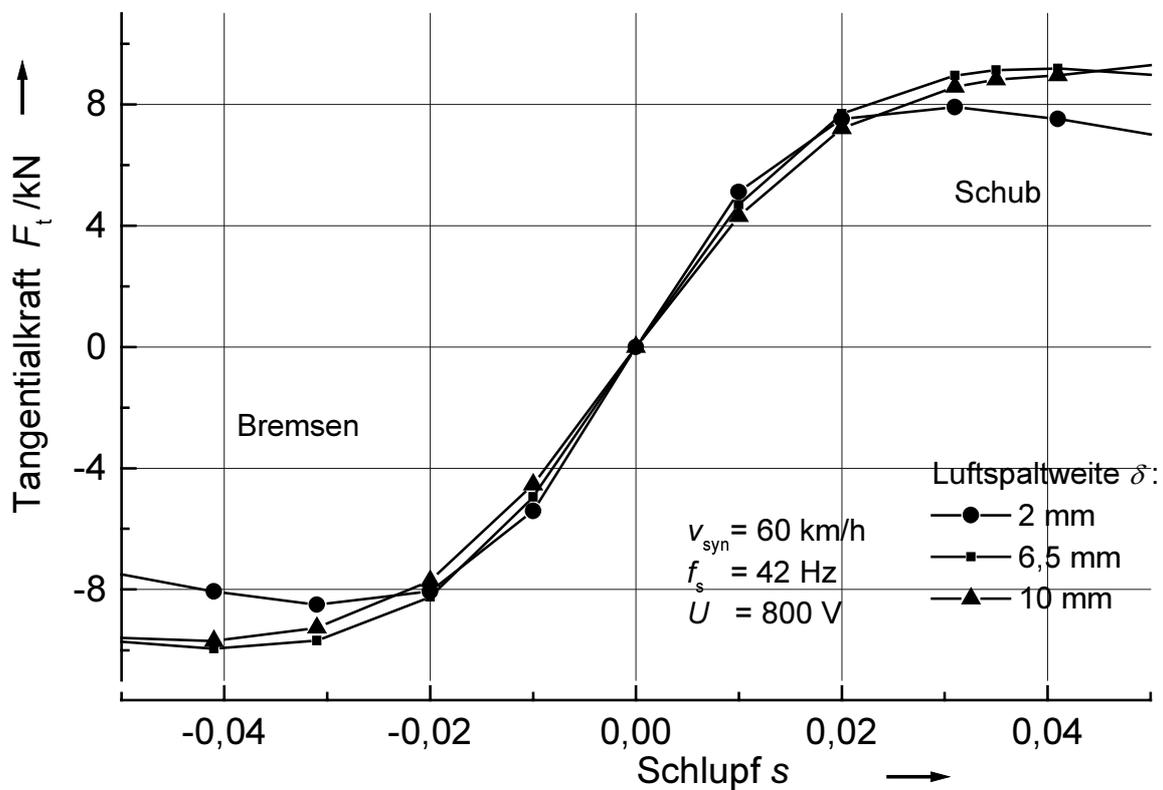


Bild 8.7: Berechnete Tangentialkraft des Asynchron-Linear-Boosters mit Käfig-Reaktionsschiene (Daten: Tab. 8.1).

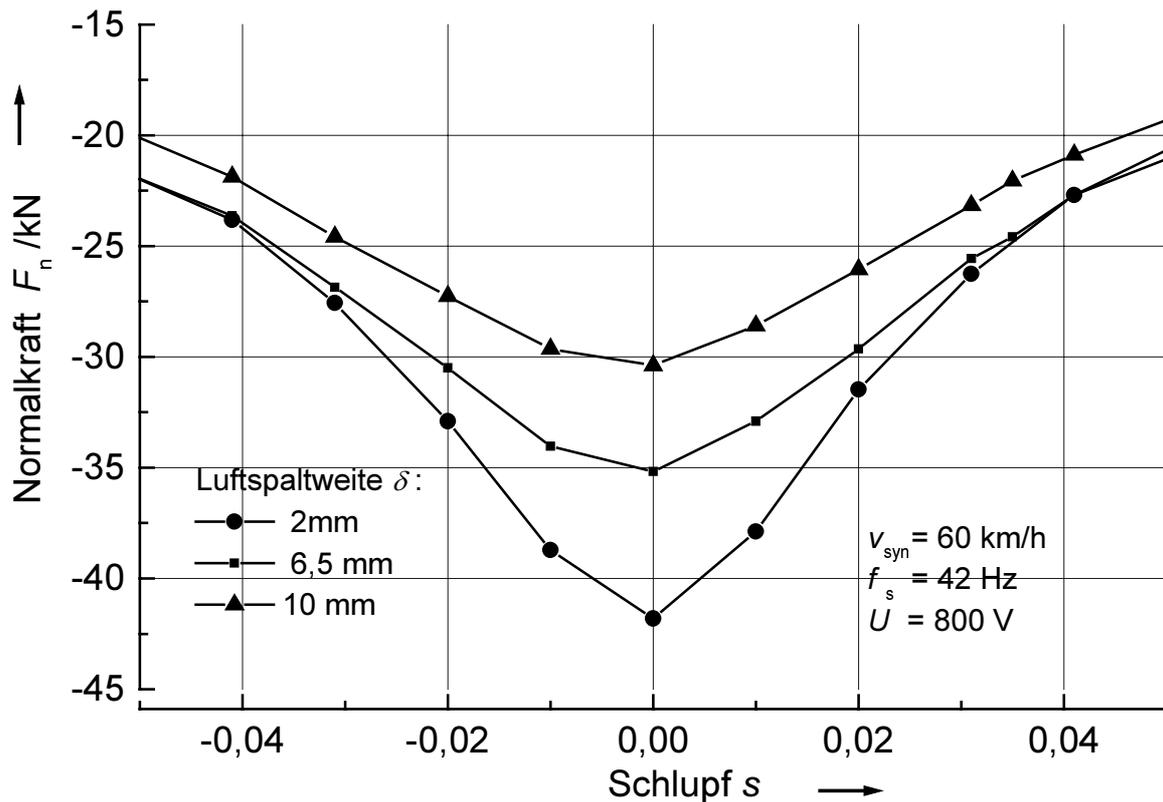


Bild 8.8: Berechnete Normalkraft des Asynchron-Linear-Boosters mit Käfig-Reaktionsschiene (Daten: Tab. 8.1).

Bild 8.8 zeigt den Normalkraftverlauf des Asynchron-Linear-Boosters für verschiedene Luftspaltweiten. Bild 8.7 zeigt die zugehörigen Schubkräfte. Die beiden Bilder zeigen zunächst die „natürliche“ Charakteristik der Maschine bei verschiedenen Luftspaltweiten. Die Scheinleistung des Boosters liegt nach Bild 8.9 zwischen 200 kVA und 300 kVA abhängig vom jeweiligen Betriebspunkt. Der Leistungsfaktor liegt zwischen 0,4 und 0,6 (Bild 8.10) und der Wirkungsgrad bei 0,85 bis 0,93 (Bild 8.11).

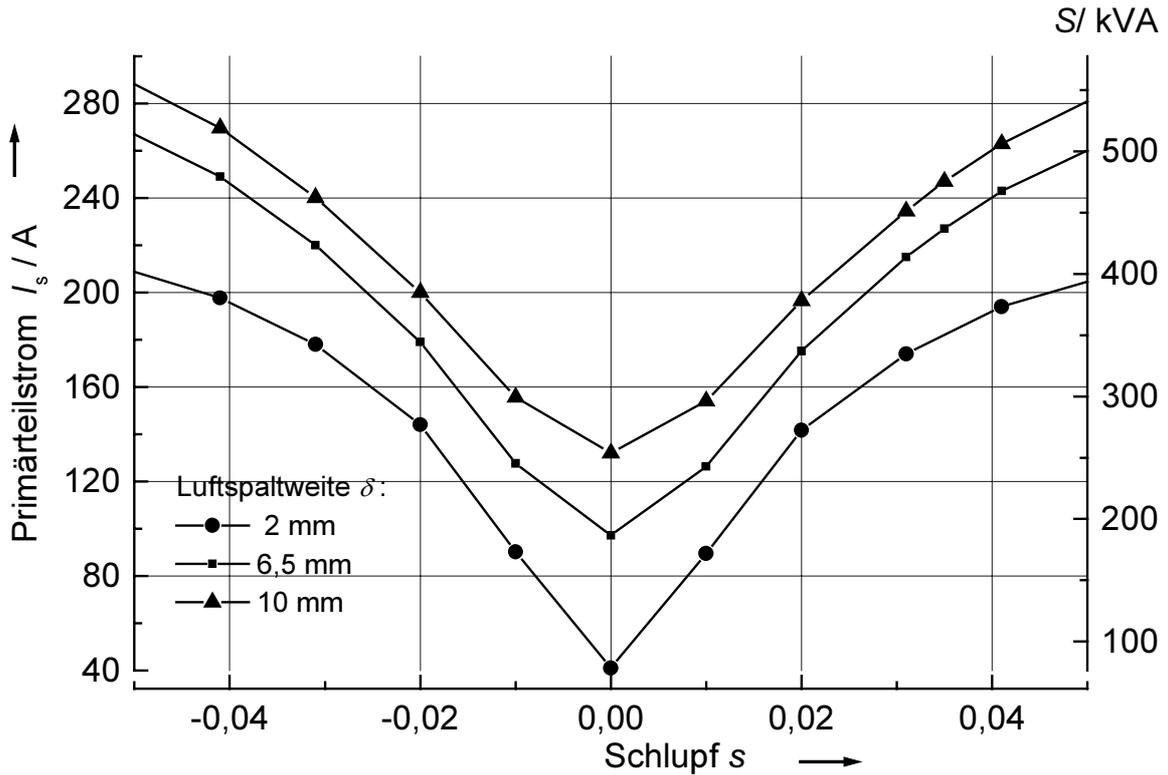


Bild 8.9: Berechneter Primärteilstrom und Scheinleistung der Asynchron-Linearmaschine (Daten: Tab. 8.1).

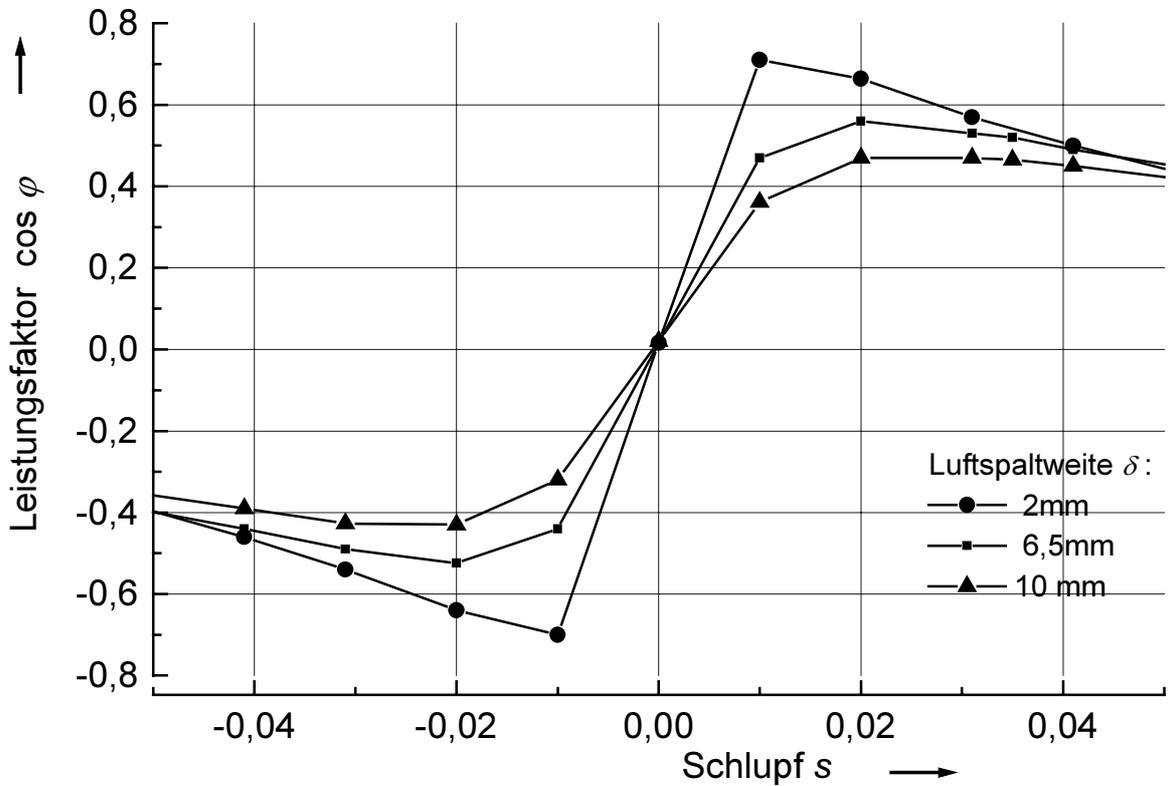


Bild 8.10: Berechneter Leistungsfaktor in Abhängigkeit vom Schlupf (Daten: Tab. 8.1).

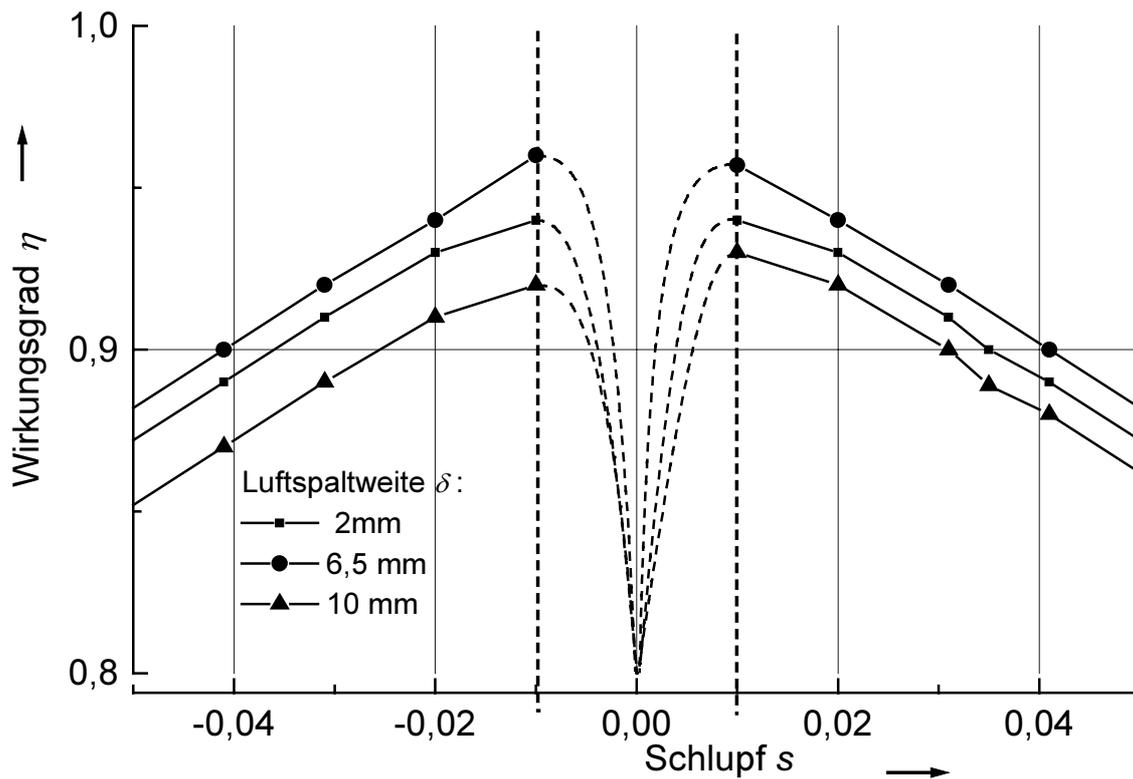


Bild 8.11: Berechneter Wirkungsgrad in Abhängigkeit vom Schlupf (Daten: Tab. 8.1).

Fazit

Durch die Verwendung einer Reaktionsschiene mit Aluminium-Käfig im Gleis wird es möglich, mit der auf dem Fahrzeug vorhandenen Leistungsreserve im unteren Geschwindigkeitsbereich zusätzliche Normal- und Tangentialkräfte zu erzeugen. Es ist möglich, Zugkräfte um ca. 20 % zu erhöhen. Es ist allerdings aufwendig und teuer, die zusätzliche Reaktionsschiene im Gleis zu montieren. Die Wartung des Gleises wird erschwert. Der Antrieb lässt sich auch nur auf Strecken einsetzen, die mit der zusätzlichen Reaktionsschiene ausgestattet sind. Dies stellt einen großen Nachteil der Variante dar.

9 DC-Linear-Booster

Bei den zuvor vorgestellten asynchronen Linearmotoren mit der Fahrschiene als Sekundärteil bzw. einer eigenen Reaktionsschiene wurde deutlich, dass der Zugkraftgewinn auch aus der Erhöhung der Radaufstandskraft gewonnen werden kann. Es liegt daher nahe, ein Konzept zu untersuchen, welches die Erzeugung großer Normalkräfte erlaubt. Dabei eventuell auftretende tangentiale Bremskräfte müssen allerdings gering gehalten werden. Ordnet man eine Spule wie in Bild 9.1 gezeigt um einen Eisenkern an und speist diese mit Gleichstrom, so erhält man einen Gleichstrommagneten (DC-Linear-Booster) mit transversaler Flussführung. Aufgrund der Gleichstromerregung der Anordnung kommt es bei Bewegung des DC-Linear-Boosters neben den Normalkräften, die versuchen, den Magneten an die Schiene zu ziehen, immer zu tangentialen Bremskräften. Diese entstehen durch Wirbelströme, die durch die sich ändernde Flussdichte an den Enden des DC-Linear-Boosters in das Sekundärteil induziert werden. Im mittleren Abschnitt des DC-Linear-Boosters ändert sich die Flussdichte jedoch nicht, so dass es, solange die Anordnung symmetrisch über der Schiene angeordnet ist, dort nur zu einem magnetischen Zug kommt. Mit zunehmender Länge des Boosters verringert sich somit der prozentuale Anteil der Bremskräfte an der Gesamtkraft und die Anzugskraft überwiegt. Der DC-Linear-Booster wird, wie in Bild 9.2 gezeigt, in ein Drehgestell eingebaut und vergrößert die Radaufstandskräfte des Schienenfahrzeugs.

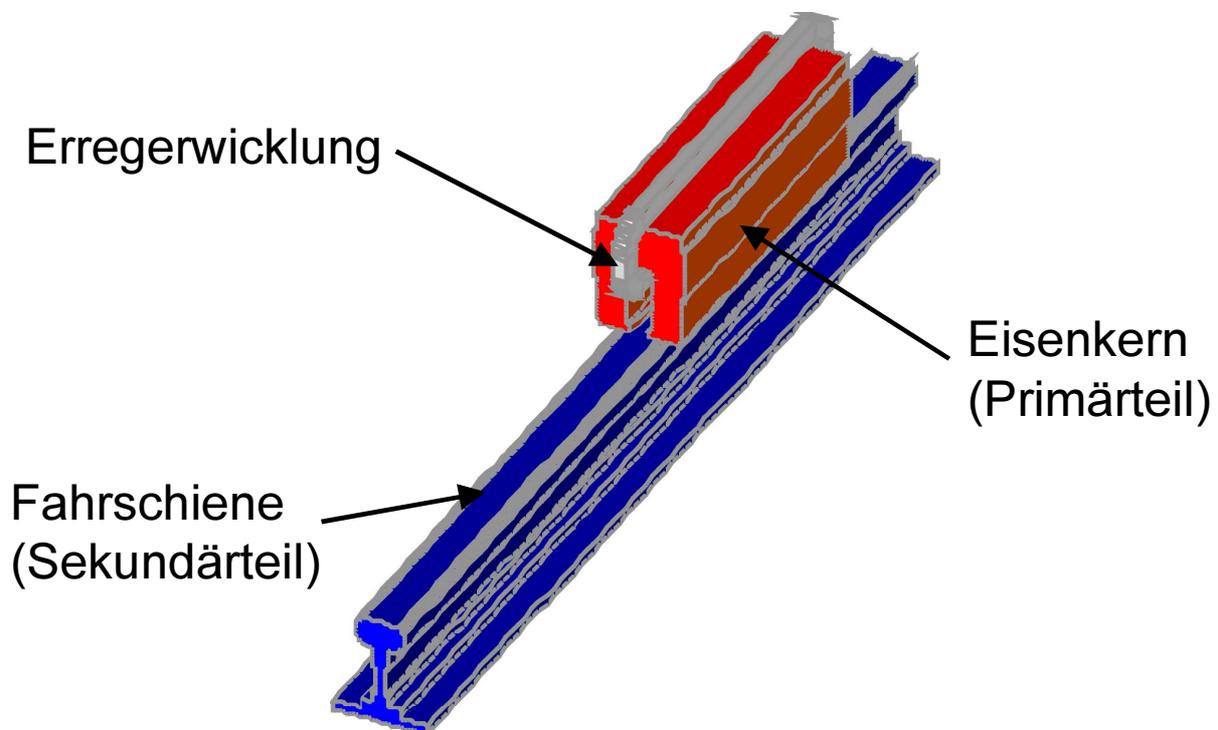


Bild 9.1: DC-Linear-Booster mit transversaler Flussführung zur Erhöhung der Radaufstandskraft. Dargestellt ist der DC-Linear-Booster über der Fahrschiene.

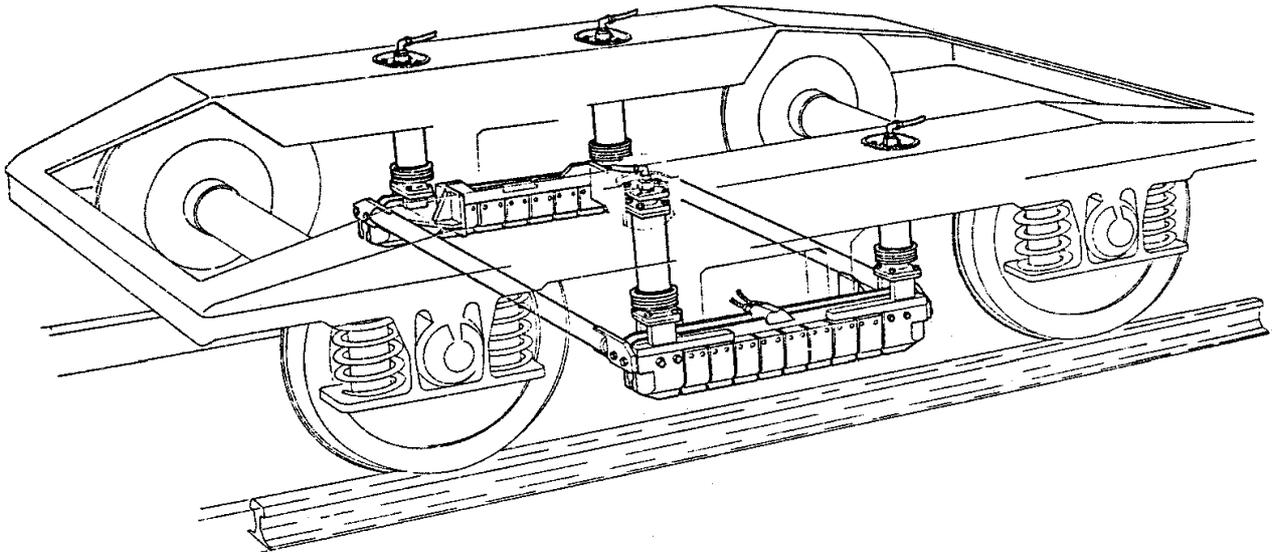


Bild 9.2: Prinzipbild der Anordnung des DC-Linear-Boosters im Drehgestell. Dargestellt ist eine Magnetschienenbremse, deren Einbauort als Vorbild dient [Pfe00].

Wie zuvor bei der Asynchronvariante werden hier analytische und numerische Modellrechnungen durchgeführt. Die numerischen Berechnungen wurden wie in [Hof02] mit dem Feldberechnungsprogramm MEGA durchgeführt.

9.1 Das Programm MEGA zum Lösen des DC-Problems

Das Programm MEGA dient zum Lösen niederfrequenter Probleme, d. h. bei Problemen, bei denen die zeitliche Änderung der Verschiebungsstromdichte $\partial \vec{D} / \partial t$ vernachlässigt werden kann. Es benutzt dazu die Methode der Finiten Elemente [Rod97].

Zur Lösung eines Feldproblems mit Hilfe der Methode der finiten Elemente wird der zu untersuchende Raum in kleine geometrische Formen, die sogenannten finite Elemente unterteilt [Alb99]. In MEGA werden hierzu Prismen oder Quader benutzt. Nach dieser Diskretisierung der Geometrie wird das elektromagnetische Feldproblem durch Angabe von Elementeigenschaften und Randbedingungen definiert. Ein Solver stellt aufgrund der vorliegenden diskreten Elemente und deren Eigenschaften ein Gleichungssystem zur Berechnung der Feldverteilung auf, wobei innerhalb der Elemente der Verlauf der Feldgrößen jeweils linearisiert wird. Nur auf den Ecken und Kanten der Elemente wird durch Iteration versucht, eine möglichst exakte Lösung zu finden.

Die resultierende elektrische Feldstärke im bewegten Leiter wird in MEGA nach 9.1 dargestellt (vgl. Gl.3.20, 3.22).

$$\vec{E}_{tot} = \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} - \nabla \varphi + \vec{v} \times \vec{B} \quad (9.1)$$

Es gilt mit $\vec{B} = \nabla \times \vec{A}$ (3.15) und (3.9), 3.14):

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J} = \kappa \vec{E}_{tot} \Rightarrow \nabla \times \vec{H} = \nabla \times \frac{1}{\mu} \nabla \times \vec{A} = \kappa \left(-\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} + \vec{v} \times \nabla \times \vec{A} - \nabla \varphi \right) \quad (9.2)$$

Für das Skalarpotential wird der Ansatz $\varphi = \vec{A} \cdot \vec{v}$ gewählt, was zu Gl. 9.3 führt, die in MEGA zur Lösung von Feldproblemen mit bewegtem Leiter genutzt wird [All95].

$$\vec{v} \times \nabla \times \vec{A} - \nabla(\vec{A} \cdot \vec{v}) = -(\vec{v} \cdot \nabla) \vec{A} \Rightarrow \nabla \times \frac{1}{\mu} \nabla \times \vec{A} = -\kappa \left(\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} + (\vec{v} \cdot \nabla) \vec{A} \right) \quad (9.3)$$

Für den Gleichstromfall wird $\partial \vec{A} / \partial t$ Null, womit unmittelbar Gl. 9.4 folgt.

$$\nabla \times \frac{1}{\mu} \nabla \times \vec{A} = -\kappa ((\vec{v} \cdot \nabla) \vec{A}) \quad (9.4)$$

In MEGA wird die dreidimensionale Vernetzung auf die wesentlich einfachere zweidimensionale Vernetzung zurückgeführt, indem zunächst nur ein zweidimensionaler Schnitt der Geometrieordnung vernetzt wird. Diese Vernetzung in Dreiecke und Rechtecke wird dann linear in die dritte Dimension gezogen, wobei bei Bewegung in dieser Dimension darauf zu achten ist, dass die Gitterabstände möglichst gleich bleiben, da es sonst zu Konvergenzproblemen bei der Lösung kommen kann [Leo97, Rod94]. Die Generierung der dritten Dimension auf diese Weise ist sehr einfach. Nachteilig ist, dass sich dadurch z. B. lokale Netzverfeinerungen in der zweidimensionalen Geometrieordnung über die komplette dritte Dimension erstrecken müssen, was zu einer unnötigen Erhöhung der Anzahl der Elemente führt.

9.2 Das Finite-Elemente-Modell des DC-Linear-Boosters

Das Finite-Elemente-Modell des DC-Linear-Boosters (Bild 9.3 rechtes Teilbild) zeigt aus Symmetriegründen in y -Richtung nur die Hälfte der Anordnung. Die endliche Länge der Anordnung muss jedoch komplett modelliert werden, um die durch die Endeffekte hervorgerufenen Bremskräfte der Anordnung richtig nachzubilden. Dabei sind Querbewegungen des Magneten über der Schiene und damit seitliche Verschiebungen nicht berücksichtigt. Diese Verschiebungen werden später mit einem 2D-Modell untersucht (Kapitel 9.5). Das Modell des Magneten über der Schiene ähnelt einem Hufeisenmagneten. In der Mitte der Anordnung ist die Gleichstromerregerspule zu erkennen, die um den Eisenrückschluss gewickelt ist. Links und rechts davon sind die beiden Pole, was zu einer transversalen Flussführung durch die beiden Pole über den Luftspalt in die Schiene führt. Als Randbedingung für den rechten, oberen und unteren Rand des Modells ist die Normalkomponente des Flusses zu null angenommen (*Neumann-Bedingung*). In der Symmetrieebene wird die Tangentialkomponente null (*Dirichlet-Bedingung*). Die Modelldaten sind in Tabelle 9.1 zusammengestellt.

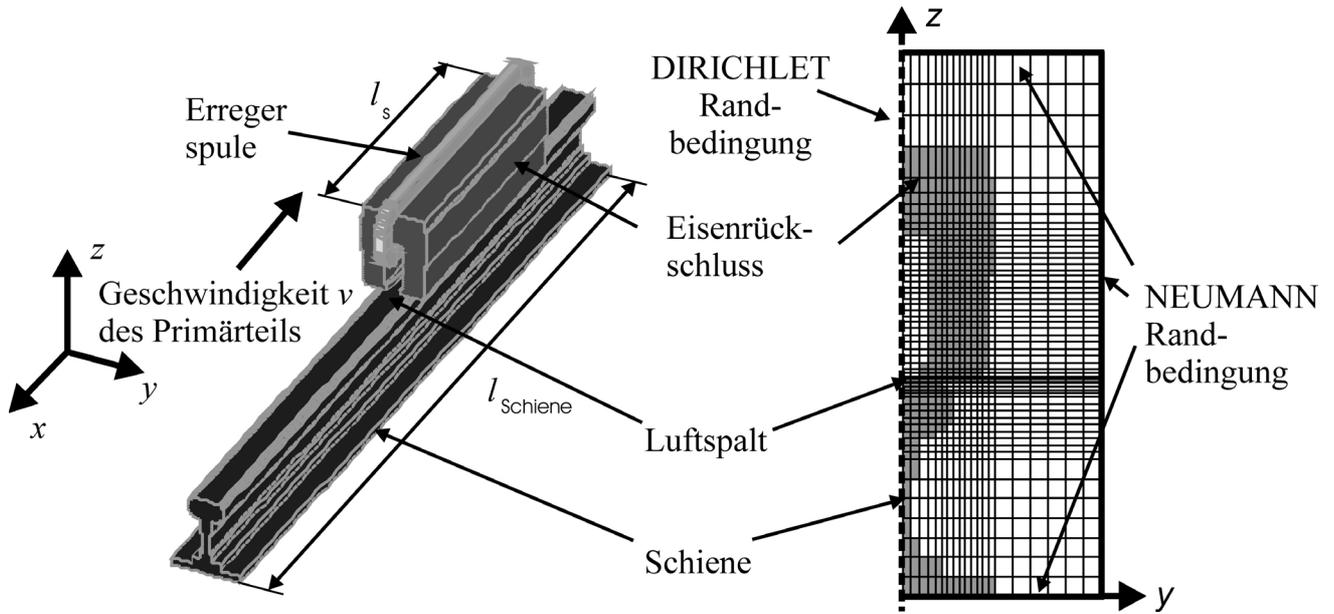


Bild 9.3: Numerische Modell des DC-Linear-Boosters.

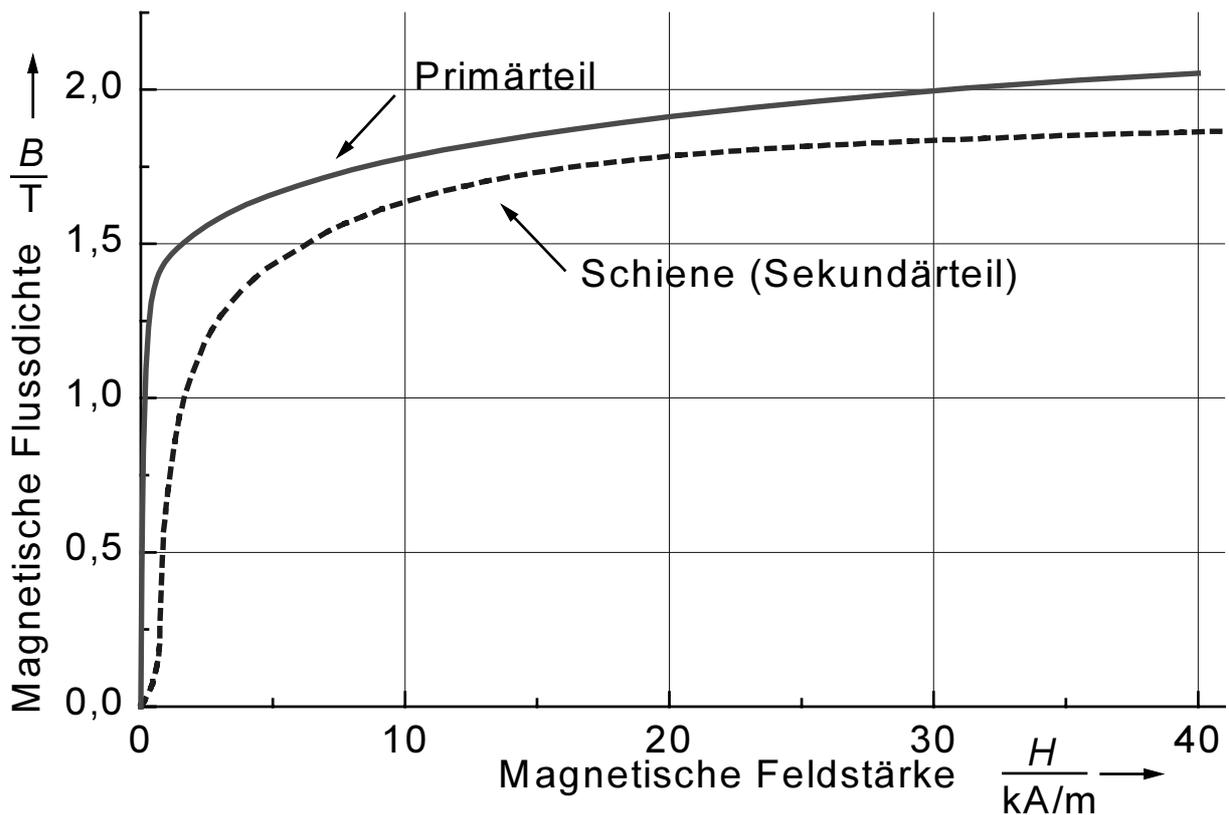


Bild 9.4: Verwendete Magnetisierungskennlinien von Primär- und Sekundärteil.

Die für die nichtlineare Berechnung verwendete Magnetisierungskurve der Schiene wurde aus [Har85] übernommen (Bild 9.4). Sie entspricht einer Materialzusammensetzung, wie sie sowohl für Schienen des Typs S49 und UIC60 verwendet wird. Ebenfalls eingetragen ist die Magnetisierungskurve, die für das Primärteil verwendet wurde (Elektroblech V530-50A).

Tabelle 9.1: Daten des Finite-Elemente-Modells für den DC-Linear-Booster.

Maschinentyp	DC 2-polig Transversalflussführung	Eisenlänge l	1000 mm
Windungszahl	210	Eisenbreite b	130 mm
Nutdurchflutung	22 kA	Eisenhöhe h	180 mm
Luftspaltweite ^{*)}	4,5 mm	Nutbreite b_s	38 mm
Eisenmasse	150 kg	Kupfermasse	65 kg
Leitfähigkeit der Schiene κ	$5 \cdot 10^6$ S/m	Anzahl Elemente	141.246

^{*)} Bei einem Nominalluftspalt von 6 mm ergibt sich durch die Durchbiegung des DC-Boosters eine Luftspalterverkleinerung, die mit 4,5 mm abgeschätzt wird.

9.3 Berechnete Kraftverläufe des DC-Linear-Boosters

Das Ergebnis der Kraftberechnung für das vorgestellte Modell zeigt Bild 9.5. Im Stillstand wird eine Normalkraft (Anzugskraft) von $F_n = 50$ kN erreicht (linke Ordinate). Die Tangentialkraft (Bremskraft) ist hier Null (rechte Ordinate). Mit zunehmender Geschwindigkeit geht die erzeugte Normalkraft zurück. Die Bremskraft nimmt zu. Bei einer Geschwindigkeit von $v = 20$ m/s wird eine Normalkraft von $F_n = 40$ kN errechnet, die Bremskraft wächst dabei auf $F_t = 0,45$ kN an. Im Stillstand ergibt sich hieraus bei einem Kraftschlussbeiwert $f_x = 0,25$ eine Steigerung der Anfahrzugkraft um 24%.

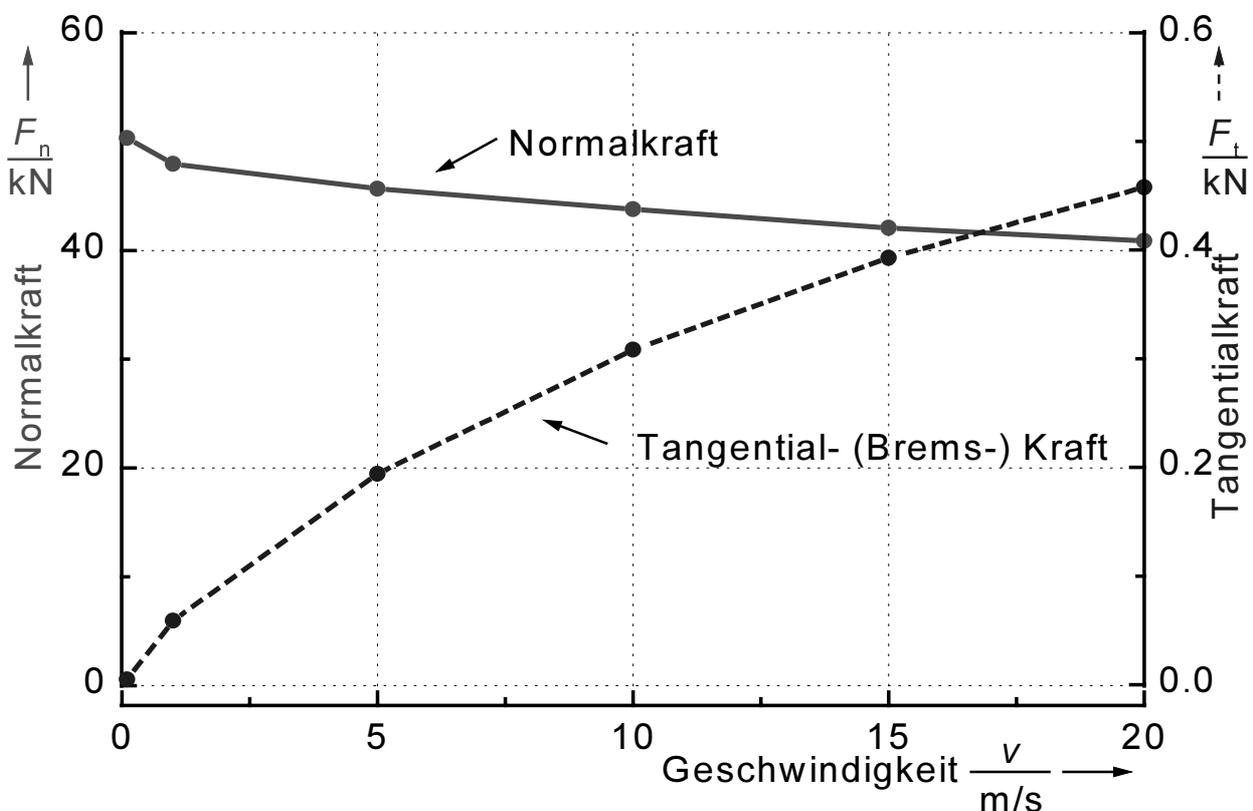


Bild 9.5: Berechnete Normal- und Tangentialkraftverlauf des DC-Linear-Boosters in Abhängigkeit der Schienenfahrzeuggeschwindigkeit (Daten siehe Tab. 9.1).

9.3.1 DC-Linear-Booster zur Seitenwindstabilisierung

In [Hör01] berichtet die Deutsche Bahn AG, dass mit der Reduzierung der Zugmassen die Seitenwindanfälligkeit leichter, führender Endfahrzeuge zunimmt. Die Radaufstandskräfte können bei hohen Geschwindigkeiten ($v > 160$ km/h) und großen Windstärken so weit verringert werden, dass die Radführung verloren gehen kann. Prinzipiell ist es möglich, die Radaufstandskräfte durch die von Linearantrieben erzeugte Normalkraft zu erhöhen und einem Entgleisen entgegenzuwirken bzw. den Zugverband zu stabilisieren. Es muss dabei nach [Hör01] sichergestellt sein, dass pro Drehgestell eine zusätzliche Normalkraft von $F_n = 22,5$ kN, d. h. bei zwei Linearantrieben pro Drehgestell eine Normalkraft von $F_n = 11,25$ kN pro Linearantrieb, innerhalb einer Reaktionszeit von $t_{\text{reak}} = 30$ ms zur Verfügung steht. Eventuell erzeugte Bremskräfte müssen klein bleiben. Wie Bild 9.6 zeigt, nimmt die Bremskraft des DC-Magneten mit der Geschwindigkeit nur gering zu, die Normalkraft nimmt dafür stetig ab. Ausgehend von den Berechnungen für Geschwindigkeiten bis $v = 20$ m/s wurden daher weitere Berechnungen bis Geschwindigkeiten von $v = 70$ m/s durchgeführt (Bild 9.6).

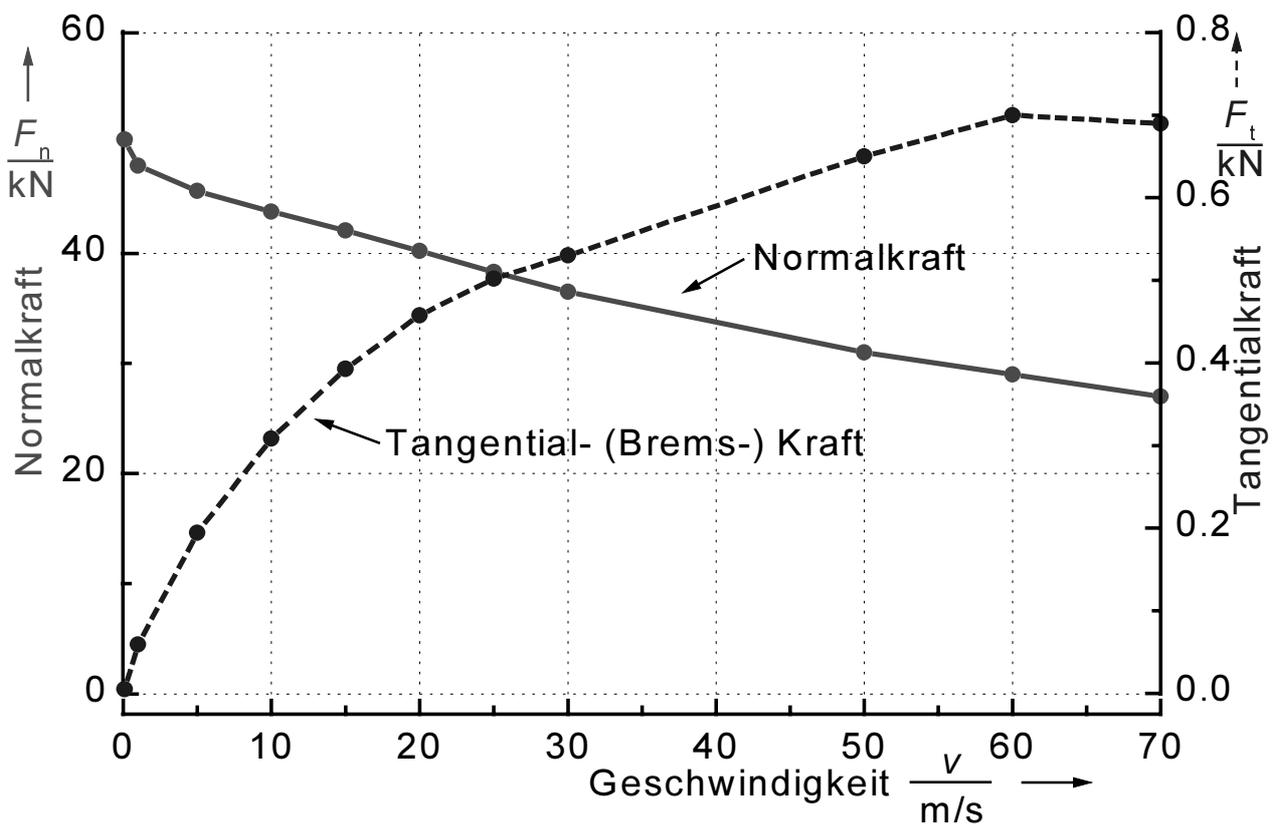


Bild 9.6: Berechneter Kraftverlauf des DC-Linear-Boosters bis zu einer Fahrzeuggeschwindigkeit von $v = 70$ m/s (252 km/h).

Bei einer Geschwindigkeit von $v = 55$ m/s (200 km/h), wie sie von Reisezugwagen erreicht wird, beträgt die Normalkraft $F_n = 30$ kN, die Bremskraft $F_t = 0,7$ kN. Damit ist die erste Forderung nach einer Normalkraft von $F_n = 11,25$ kN erfüllt. Es ist noch zu untersuchen, in welcher Zeit diese Kraft aufgebaut werden kann. Dazu wurde eine Zeitschrittsimulation

durchgeführt und der Verlauf des Erregerstroms bei einem Spannungssprung an den Klemmen der Maschine (Einschalten) betrachtet. Ohne Regelung bzw. ohne Regelreserve wird der Strom innerhalb von $3 \cdot T = 1,2$ s aufgebaut. Es muss die Erregerstromverlustleistung bereitgestellt werden (Bild 9.7). Wird jedoch mit einer entsprechenden Regelreserve gearbeitet, kann die Reaktionszeit auf das geforderte Maß gekürzt werden. Die Regelreserve kann mit folgender einfachen Überlegung abgeschätzt werden. Die Spulenanordnung des Magneten stellt ein Verzögerungsglied 1. Ordnung dar (PT₁-Glied) Gl. 9.5. Im *Laplace*-Bildbereich gilt (p : *Laplace*-Operator):

$$F_s(p) = \frac{I(p)}{U(p)} = \frac{1}{R} \cdot \frac{1}{1 + pL/R} = \frac{1}{R} \cdot \frac{1}{1 + pT} \quad (9.5)$$

Bei Steuerung über die Klemmenspannung ist für den Ausgleichsvorgang die Zeitkonstante $T = L/R$ maßgebend. Bei Verwendung einer Regelung, bei der sich der offene Regelkreis F_o nach [Has95, Leo90] als einfaches integrierendes System verhält,

$$F_{o,soll} = \frac{1}{pT_o} \quad (9.6)$$

beträgt die Zeitkonstante nur noch T_o . Hierfür ist ein PI-Regler nach Gl. 9.7 zu verwenden.

$$F_R(p) = R \cdot \frac{1 + pT}{pT_o} = R \cdot \left(\underbrace{\frac{1}{pT_o}}_{I\text{-Anteil}} + \underbrace{\frac{T}{T_o}}_{P\text{-Anteil}} \right) \quad (9.7)$$

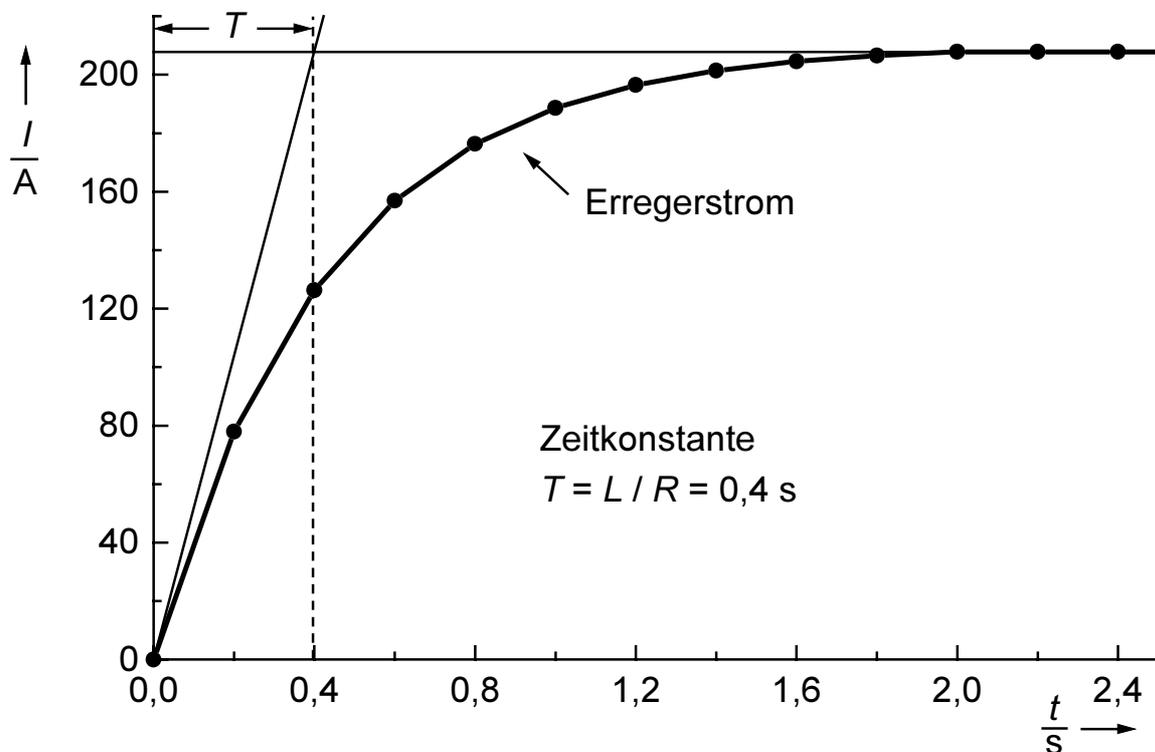
Die dazu nötige Stellreserve in der Spannung entspricht nach Gl. 9.7 dem Verhältnis T/T_o im P-Anteil des Reglers. Um den Erregerstrom des Magneten entsprechend der Forderungen in [Hör01] innerhalb von 30 ms aufzubauen, muss für die vorgestellte Variante eine Übersteuerung um den Faktor 40 erfolgen (Gl. 9.8).

$$\frac{3 \cdot T}{3 \cdot T_o} = \frac{1,2s}{30ms} = 40 \quad (9.8)$$

Da die erforderliche Kraft F_n zur Seitenwindstabilisierung bei einer Geschwindigkeit von $v = 55$ m/s (200 km/h) nur $F_n = 11,25$ kN statt $F_n = 30$ kN beträgt, kann ein kleinerer DC-Linear-Booster verwendet werden. Die Abmessungen und die Windungszahl können verringert werden.

Tabelle 9.2: Berechneter Erregerbedarf in Abhängigkeit der Reaktionszeit

Mögl. Normalkraft bei $v = 55$ m/s	30 kN		15 kN	
Spulenwindungszahl	210		105	
Erregerstrom	105 A			
Spulenwiderstand bei 200°C	1 Ω		0,5 Ω	
Statische Spannung ($U = R I$)	100 V		50 V	
Erregerverluste	10,5 kW		5,25 kW	
Zeitkonstante T	0,4 s		0,2 s	
Spannungsüberhöhung abhängig von der Reaktionszeit T_o	$T_o = 30$ ms	$T_o = 60$ ms	$T_o = 30$ ms	$T_o = 60$ ms
	$40 \cdot 100$ V = 4000 V	$20 \cdot 100$ V = 2000 V	$20 \cdot 50$ V = 1000 V	$10 \cdot 50$ V = 500 V
Maximalleistung der Erreger-einrichtung	420 kW	210 kW	105 kW	52,5 kW

**Bild 9.7: Berechneter Erregerstromverlauf bei Spannungszuschaltung an den Klemmen des DC-Linear-Boosters.**

Für so einen Booster speziell zur Seitenwindstabilisierung mit halber Windungszahl, der bei einer Geschwindigkeit von $v = 55$ m/s (200 km/h) nur noch eine ausreichende Normalkraft $F_n = 15$ kN aufbringt, verringert sich die Übersteuerung auf den Faktor 20. Eine längere Reaktionszeit (z.B. 60 ms statt 30 ms) führt ebenfalls zu einer Verringerung der Übersteuerung und verringert die auf dem Fahrzeug zu installierende Leistung (Tabelle 9.2). Wie oben angegeben halbiert sich die Normalkraft aufgrund Sättigungserscheinungen bei Halbierung der Windungszahl ebenfalls. Der Maximalwert der Flussdichte im Luftspalt nach Bild 9.8 verringert sich dabei auf 1,2 T.

9.4 Fluss- und Stromdichteverteilung

Der Flussdichteverlauf in Luftspaltmitte (2 mm über Schienenoberkante) für eine Geschwindigkeit von $v = 10$ m/s (Bild 9.8) in der Mitte des DC-Linear-Boosters zeigt an der Stelle $y = 20$ mm ein Maximum von 1,65 T. In der Symmetrieebene sinkt die Flussdichte aufgrund der dort vorhandenen Nutöffnung auf einen Wert von 0,1 T ab. Die z -Komponente B_z verschwindet an dieser Stelle. Außerhalb der Maschine sinkt die Flussdichte auf Werte von nahezu Null Tesla ab; bei Berücksichtigung des unendlich ausgedehnten Raums auf Null. Der Flussdichteverlauf wird nochmals anhand des Vektorplots (Bild 9.9) im Stillstand $v = 0$ m/s deutlich. Er veranschaulicht die Höhe der Flussdichte. Die Größe der Pfeile ist dabei ein Maß für die Größe des Betrags B der Flussdichte.

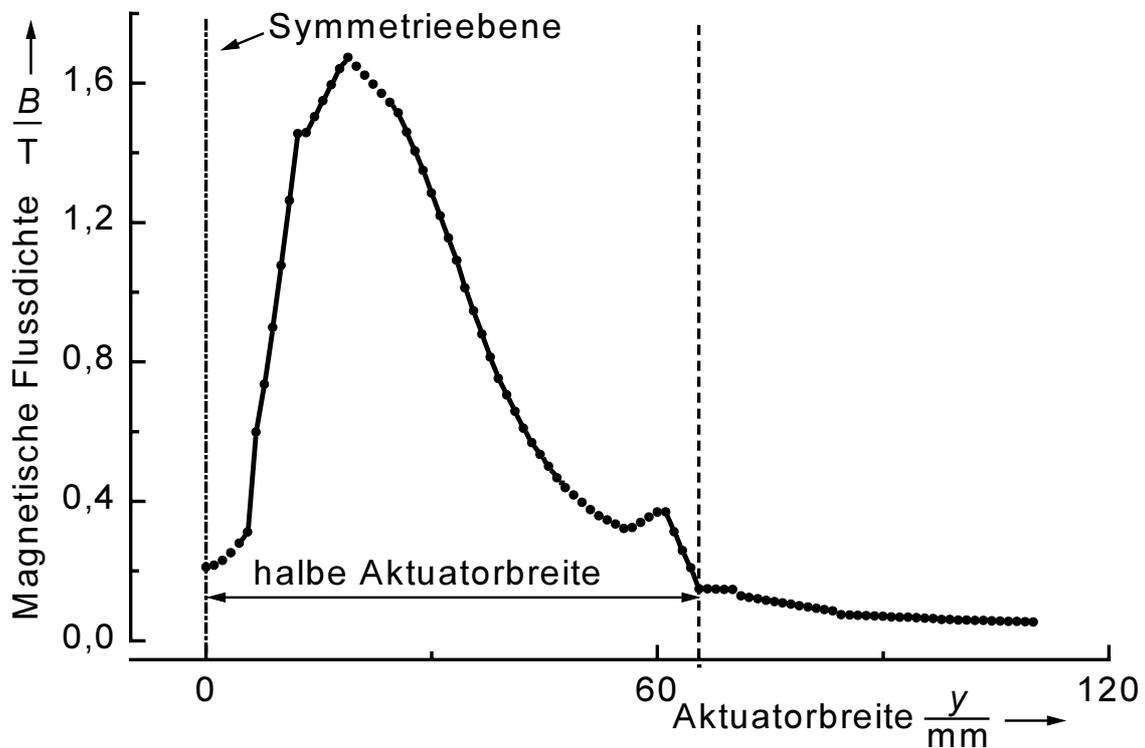


Bild 9.8: Berechnete Flussdichteverlauf in Luftspaltmitte, $\theta = 22$ kA.

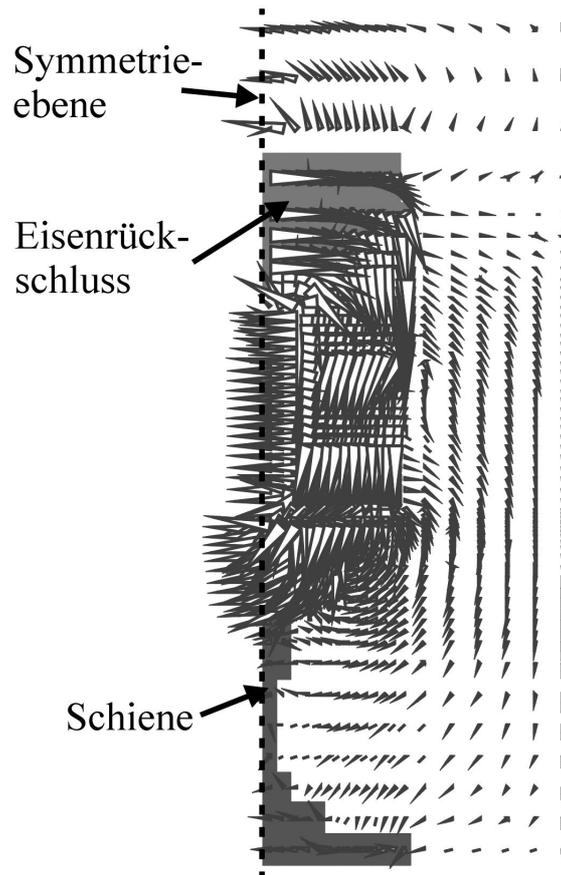


Bild 9.9: 2D-Schnitt durch das berechnete dreidimensionale Vektorfeld der Flussdichte in der Mitte des DC-Linear-Boosters im Stillstand.

Die Geschwindigkeit beeinflusst, wie in Kapitel 3 beschrieben, auch hier den Flussdichteverlauf und damit die Größe der Kraft (Bild 9.10).

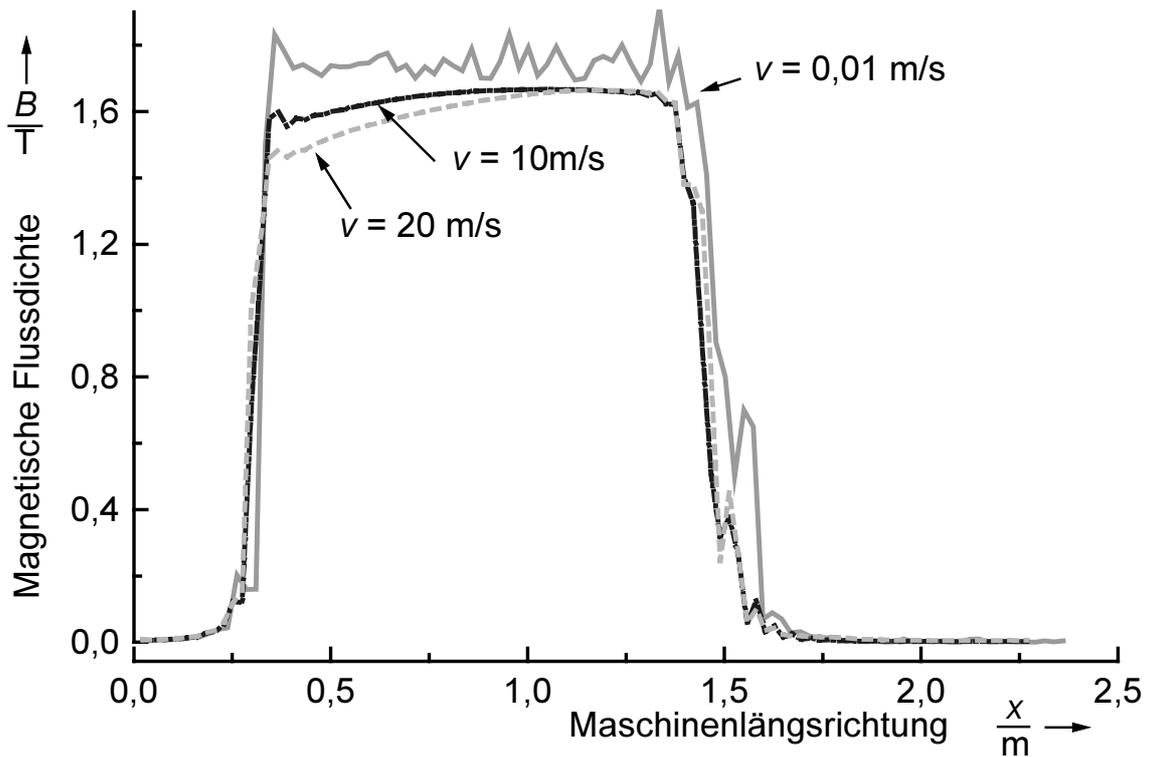


Bild 9.10: Betrag der berechneten Flussdichte in Fahrtrichtung (x -Richtung).

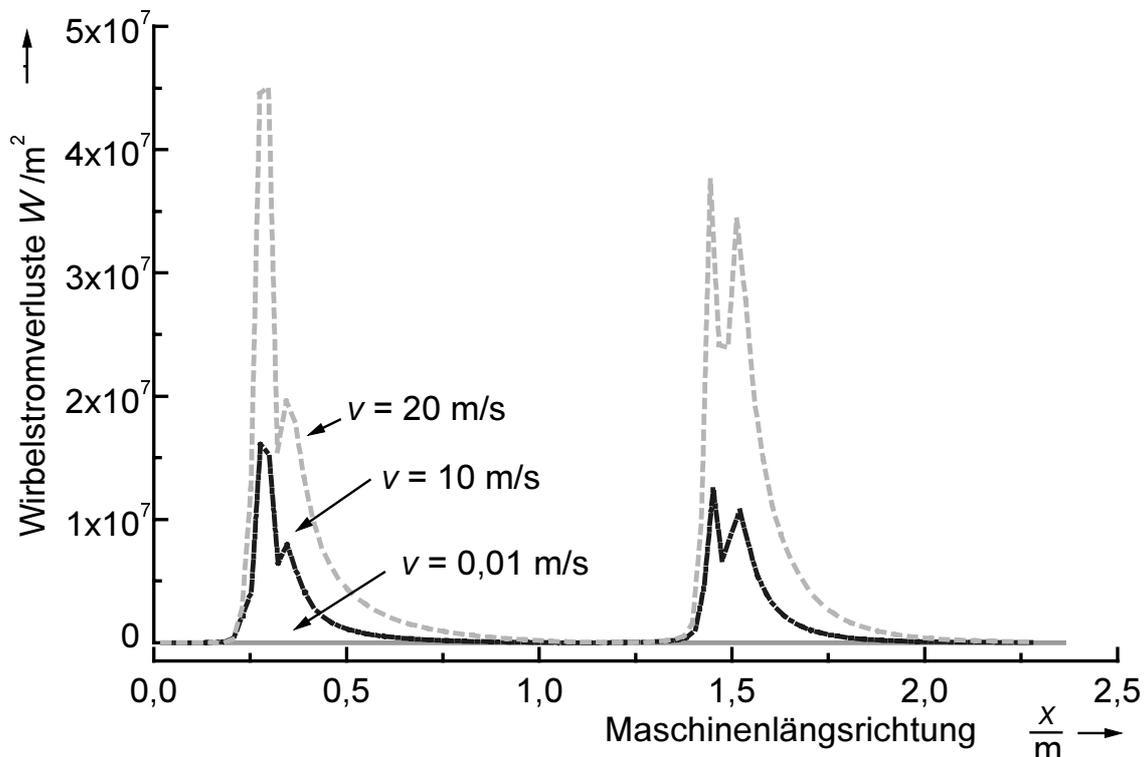


Bild 9.11: Berechnete Wirbelstromverluste bezogen auf die Schienenoberfläche.

Die Wirbelstromverluste als Maß für die induzierten Wirbelströme in der Schiene in Bild 9.11 bezogen auf die Schienenoberfläche dargestellt zeigen, dass, wie eingangs

beschrieben, Wirbelströme nur in den Endbereichen der Maschine in die Schiene induziert werden. Mit zunehmender Geschwindigkeit steigt die Höhe der Wirbelströme an.

9.5 Einfluss der seitlichen Verschiebung auf die Normalkraft

Die gezeigten Kraftverläufe wurden für symmetrische Bedingungen errechnet, d. h. die Schienenmitte und die Mitte des DC-Magneten lagen in einer Ebene. Dadurch musste in y -Richtung (Querrichtung) nur die Hälfte des DC-Magneten im Modell nachgebildet werden, wodurch es möglich war, die gesamte Länge des Magneten in 3D zu simulieren. Durch die in Kapitel 4 beschriebene Querbewegung der Radsätze im Gleis ist diese symmetrische Anordnung nicht immer gewährleistet. Um den Einfluss der Querverschiebung und die dadurch hervorgerufene Unsymmetrie in der Geometrie des Modells auf die erzeugte Normalkraft untersuchen zu können, müssen Schiene und Magnet komplett nachgebildet werden (Bild 9.13). Eine 3D-Berechnung überschreitet hier die zulässige Anzahl der Elemente des numerischen Programms. Es wurde daher ein 2D-Modell erstellt und zunächst die vom 2D-Programm errechnete Kraft im Stillstand mit der des 3D-Modells verglichen (Tabelle 9.3). Anschließend wurde die Quer-Position des Magneten über der Schiene variiert und der Kräfteverfall im Stillstand prozentual aufgetragen (Bild 9.13).

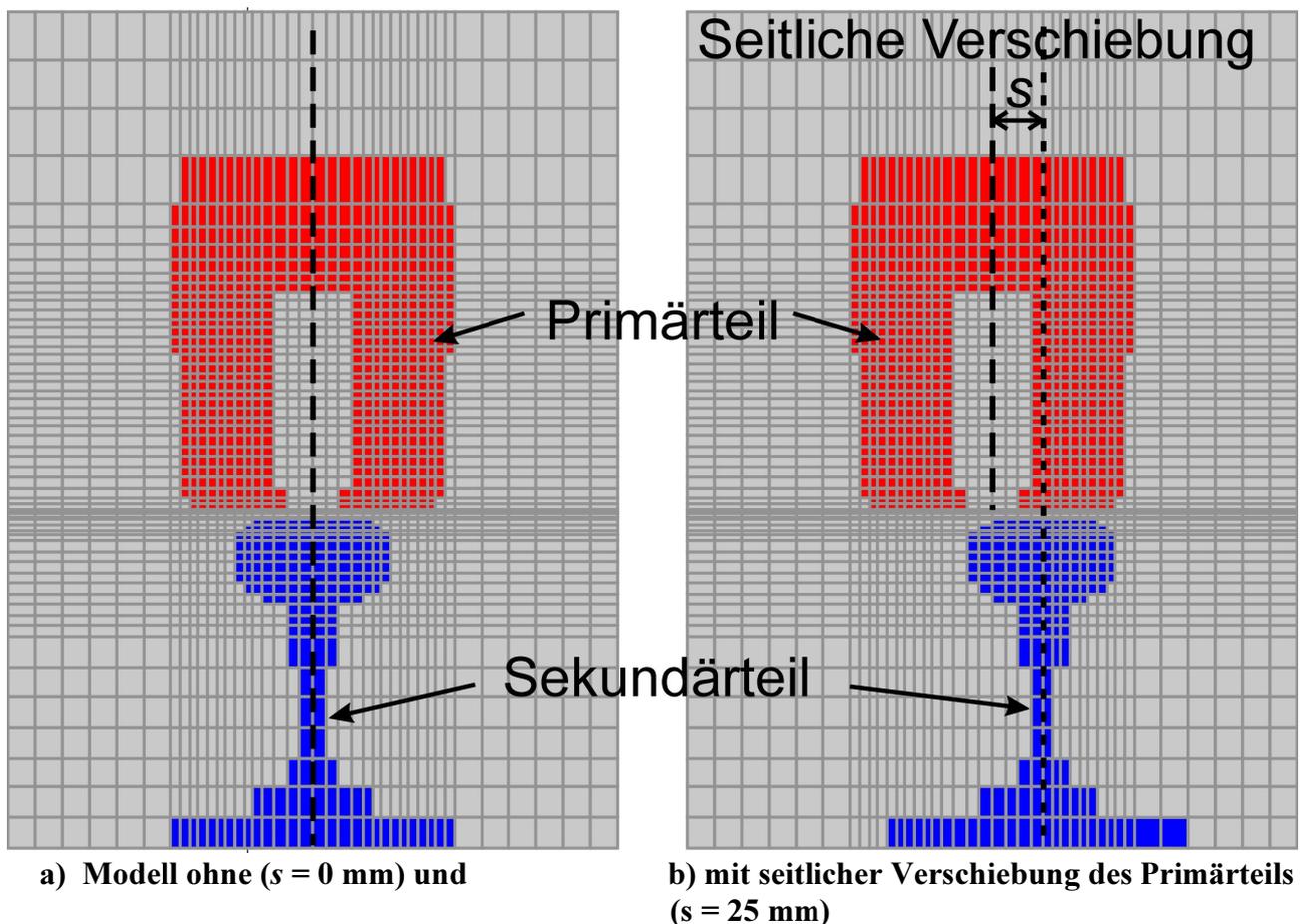


Bild 9.12: Querschnitt durch das zweidimensionale Finite-Elemente-Modell des DC-Linear-Boosters.

Tabelle 9.3: Vergleich der berechneten Normalkräfte, berechnet mit 2D- u. 3D-Modellen im Stillstand bei $s = 0$ mm (symmetrische Position des DC-Boosters).

	2D-Modell	3D-Modell
Anzahl der Elemente	2320	141.246
Rechenzeit (PC 500 MHz, 382MB RAM, Linux-System)	15 Sek.	21Std. 21Min.
Normalkraftdichte / m	48,7 kN/m	-/-
Normalkraft des Modells (Eisenlänge 1000 mm)	48,7 kN	49,9 kN

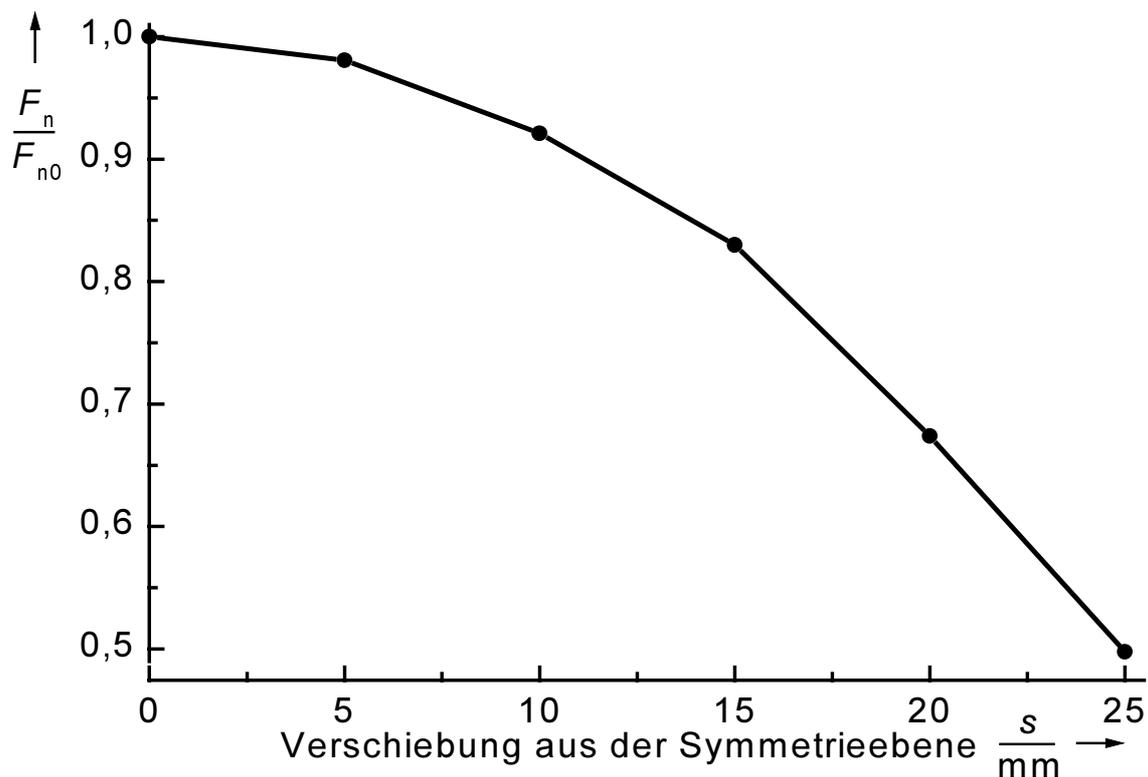


Bild 9.13: Berechnete Abnahme der Normalkraft bei seitlicher Verschiebung des DC-Linear-Boosters aus der Symmetrieebene (siehe Bild 9.12), $v = 0$ (Stillstand).

Die erzeugte Normalkraft geht im Stillstand bei einer Verschiebung um $s = 25$ mm aus der Symmetrieebene auf 50 % zurück. Gleichzeitig stellt sich bei Verschiebung eine Rückstellkraft ein, die versucht, den DC-Linear-Booster in die Symmetrieebene zurückzuziehen (Bild 9.14). Der DC-Linear-Booster nimmt damit Einfluss auf die Lauftechnik des Drehgestells, indem er den störungsfreien Geradeauslauf der Radsätze im Gleis unterstützt. Befindet sich der Radsatz in Gleismitte, womit auch der DC-Magnet direkt über der Schienenmitte positioniert ist, geht die Rückstellkraft auf Null zurück.

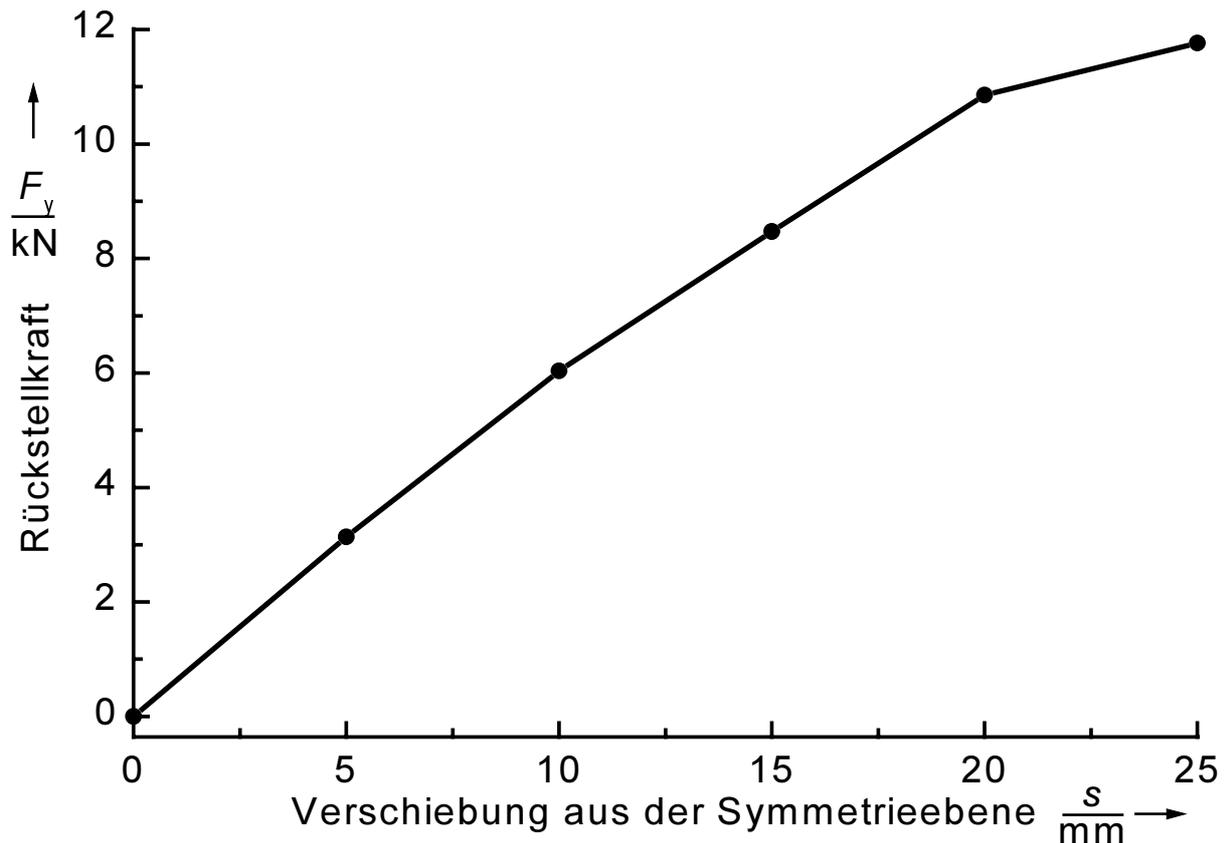


Bild 9.14: Berechnete seitliche Rückstellkraft aufgrund der Verschiebung aus der Symmetrieebene.

9.6 Analytische Kraftberechnung des DC-Linear-Boosters

Mit dem in Kapitel 6 vorgestellten analytischen Modell wurde nochmals eine Kraftberechnung für den DC-Linear-Booster durchgeführt und Normal- und Tangentialkräfte berechnet. Um dem Schienenkopfprofil und damit der seitlichen Luftspalterweiterung (Minimalluftspalt 4,5mm) Rechnung zu tragen, wurde der Luftspalt über die gesamte Breite konstant zu 6 mm angenommen. Bild 9.15 zeigt den Kraftverlauf. Im Vergleich zur numerischen Berechnung wird die Normalkraft geringfügig höher berechnet. Die kleine Tangentialkraft (Bremskraft) weicht jedoch stärker von der numerischen Berechnung ab. Wie in Kapitel 6 beschrieben wird das Primärteil als unendlich angesehen, nur die Strombelagsverteilung bildet die Länge der Maschine nach. Damit entfällt die in Bild 9.3 am Anfang und Ende des Magneten entstehende „Kante“. Die Flussdichte ändert sich folglich nicht so rasch wie im numerischen Modell, wodurch die erzeugte Tangentialkraft geringer ausfällt. Das zeigt auch, dass durch geeignete Form des Endbereiches des Magneten die Tangentialkraft weiter reduziert werden kann. Eine stetige Aufweitung des Luftspalt am Ende wird die in den Endbereichen induzierten Wirbelströme verringern und so die Tangentialkraft senken.

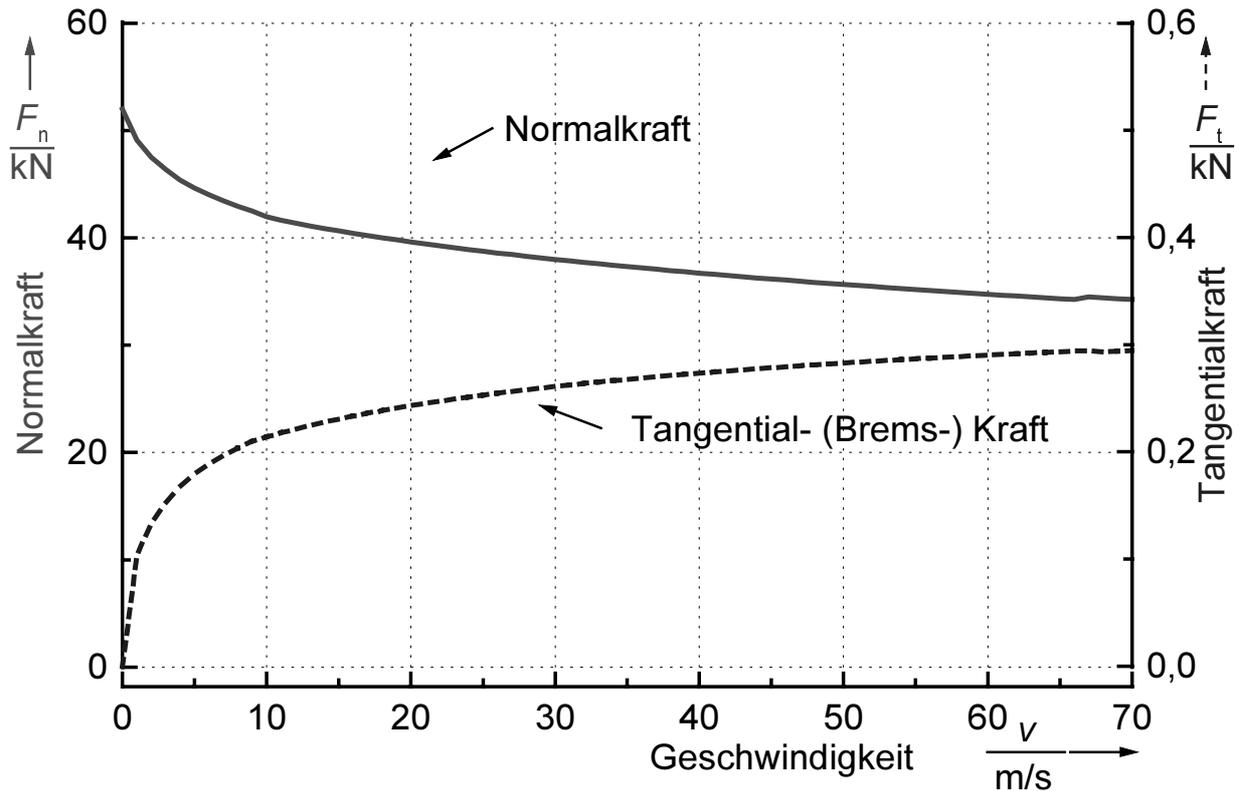


Bild 9.15: Normal- und Tangentialkraftverlauf der analytischen Berechnung des DC-Linear-Boosters, konstanter Luftspalt $\delta = 6$ mm.

9.7 Erwärmung und Kühlung des DC-Linear-Boosters

Der große Vorteil der DC-Linear-Booster-Variante gegenüber der Asynchron-Linear-Booster-Variante liegt in ihrem einfachen Aufbau: Eine Ringspule um ein massives Eisenjoch, für die lediglich ein Gleichstromsteller für die Bereitstellung des Erregerstroms benötigt wird. Wenn es gelingt, auch die Kühlung einfach zu gestalten, stellt diese Variante eine Möglichkeit dar, Radaufstandskräfte bei Bedarf auf komfortable und kostengünstige Weise zu erhöhen. Untersucht wird hier die selbstgekühlte Maschine. Zur Modellbildung wurde das Programm ANSYS verwendet (Daten, Randbedingungen und Modell siehe Tabelle 9.4 und Bild 9.16). Die Berechnung wurde für den Stillstand der Maschine ($v = 0$) bei einer Umgebungstemperatur von $T_{um} = 40^\circ\text{C}$ durchgeführt. Im Modell ist auch bereits eine Schutzhaube für die Wicklung berücksichtigt, wie sie ähnlich im realen Betrieb einzusetzen ist. Simuliert wurde eine Betriebsdauer von 10 min mit anschließender Abkühlungsphase (S2-10min).

Tabelle 9.4: Daten des thermischen Modells des DC-Linear-Boosters.

Ständerrückenhöhe h_{RS}	40 mm	Nutauskleidung d_{Saus}	0,15 mm
Ständerzahnhöhe h_{Zahn}	105 mm	Spulenisolation d_{Cisol}	2 mm
Höhe Kupferleiter h_L	4,5 mm	Leiterisolation d_{Lisol}	0,3 mm
Breite Kupferleiter b_L	3,5 mm	Bodenstreifen h_{Boden}	0,5 mm
Rutschstreifen h_{Rutsch}	0,5 mm	Ventilationshaube d_{Haube}	2,5 mm
Nutverschlusskeil h_{Keil}	7 mm	Distanz Haube Spule d_{Lsp}	2,5 mm
Maschinenbreite b	135 mm	Maschinenhöhe h_m	228 mm
Erregerstrom	105 A	Windungszahl	210
Spez. Wärmekapazitäten	Fe:449 J/(kg K)	Dichten	Fe: 7897 kg/m ³
	Al:897 J/(kg K)		Al: 2707 kg/m ³
	Cu:385 J/(kg K)		Cu: 8954 kg/m ³
Wärmeleitfähigkeiten	Fe: 80 W/(K m)	Wärmeübergangszahl α_{nat}	15W/(m ² K)
	Al: 237 W/(K m)	Stromdichte J	6,3 A/mm ²
	Cu: 401 W/(K m)	Eisenlänge l_{Fe}	1000 mm

Bei der hier angenommenen Worst-Case Bedingung „Stillstand der Anordnung bei einer Umgebungstemperatur von 40 °C“ ergibt sich nach 10 min Betriebszeit in der Mitte des oberen Teils der Spule ein Temperaturmaximum von 210°C (Bild 9.17). Die Wicklung ist in Wärme Klasse 200 ausgeführt, wodurch ein genügend großer Abstand zur größtmöglichen Temperatur der Wicklung von 240°C (VDE 0530) eingehalten wird. Anzumerken ist, dass bei der Simulation von idealen Temperaturübergängen zwischen den Materialien ausgegangen wird. Daher ist der Hot-Spot auch in der Mitte des oberen Teils der Wicklung zu erwarten. Hier kann die Wärme nicht an das umgebende kühlere Eisen abgeführt werden, wie es in der Nut der Fall ist. Nur am unteren Rand hat die Spule Kontakt zum Eisenjoch, was sich in der Verschiebung des Temperaturmaximums etwas nach oben widerspiegelt.

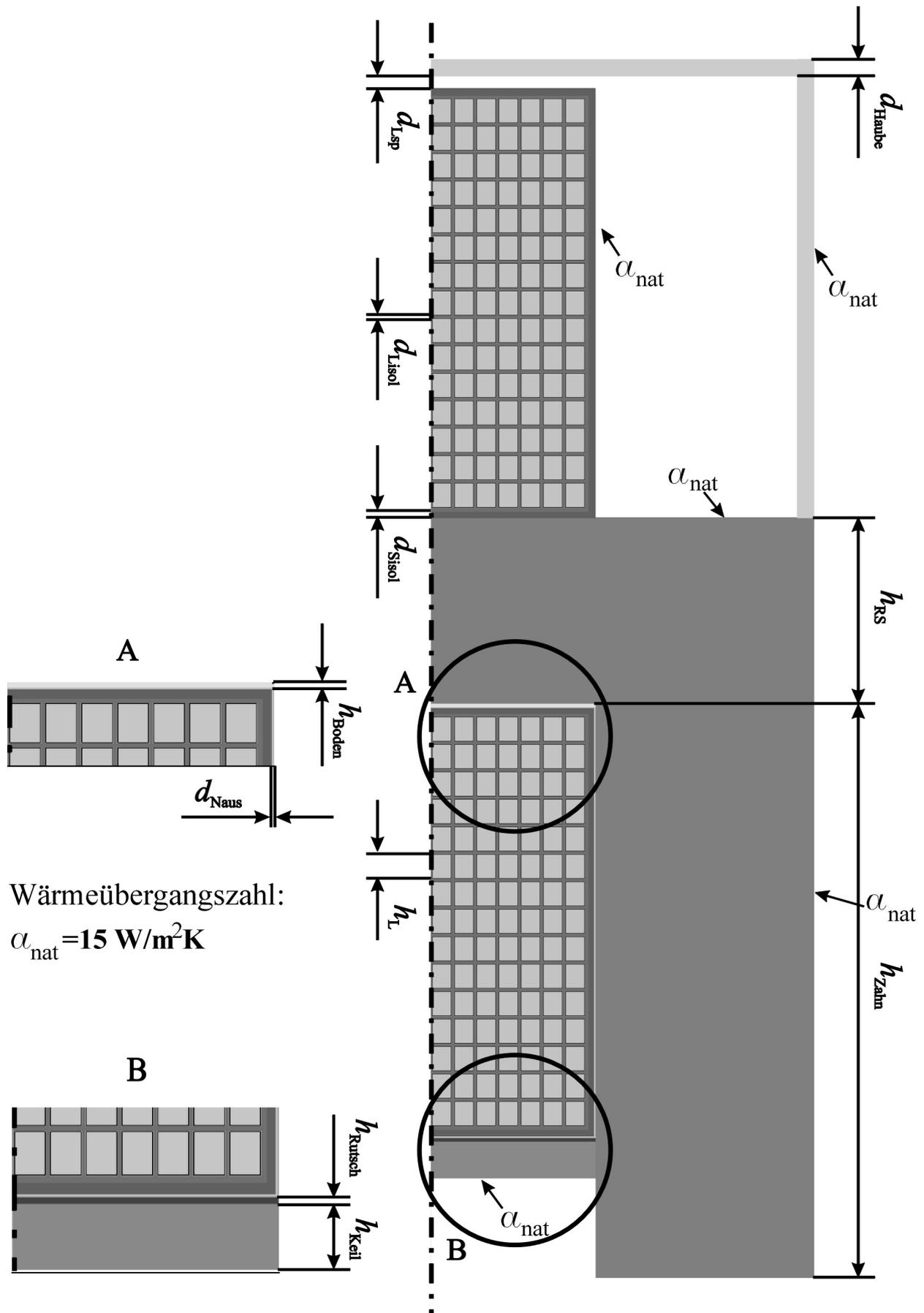


Bild 9.16: Modell des DC-Magneten zur thermischen Berechnung mit dem FEM-Programm ANSYS (2D).

Die Temperaturverteilung nach 10 min Betriebszeit (Bild 9.17) weist in der Mitte des oberen Teils der Spule ein Temperaturmaximum von 210°C auf und hat somit einen genügend großen Abstand (30 K) zur maximal zulässigen Temperatur der Wicklungsisolation. Der zeitliche Verlauf der Erwärmung für diesen Heißpunkt (Bild 9.18) zeigt, dass bei dieser Betriebsführung die Maschine erst nach einer Abkühlungsphase von 35 min wieder auf Umgebungstemperatur abgekühlt ist. Für einen Einsatz an einer Steigungsstrecke ist dies völlig ausreichend. Doch auch Anfahrten in kürzeren Folgen sind möglich, wenn die jeweilige Einschaltzeit reduziert wird.

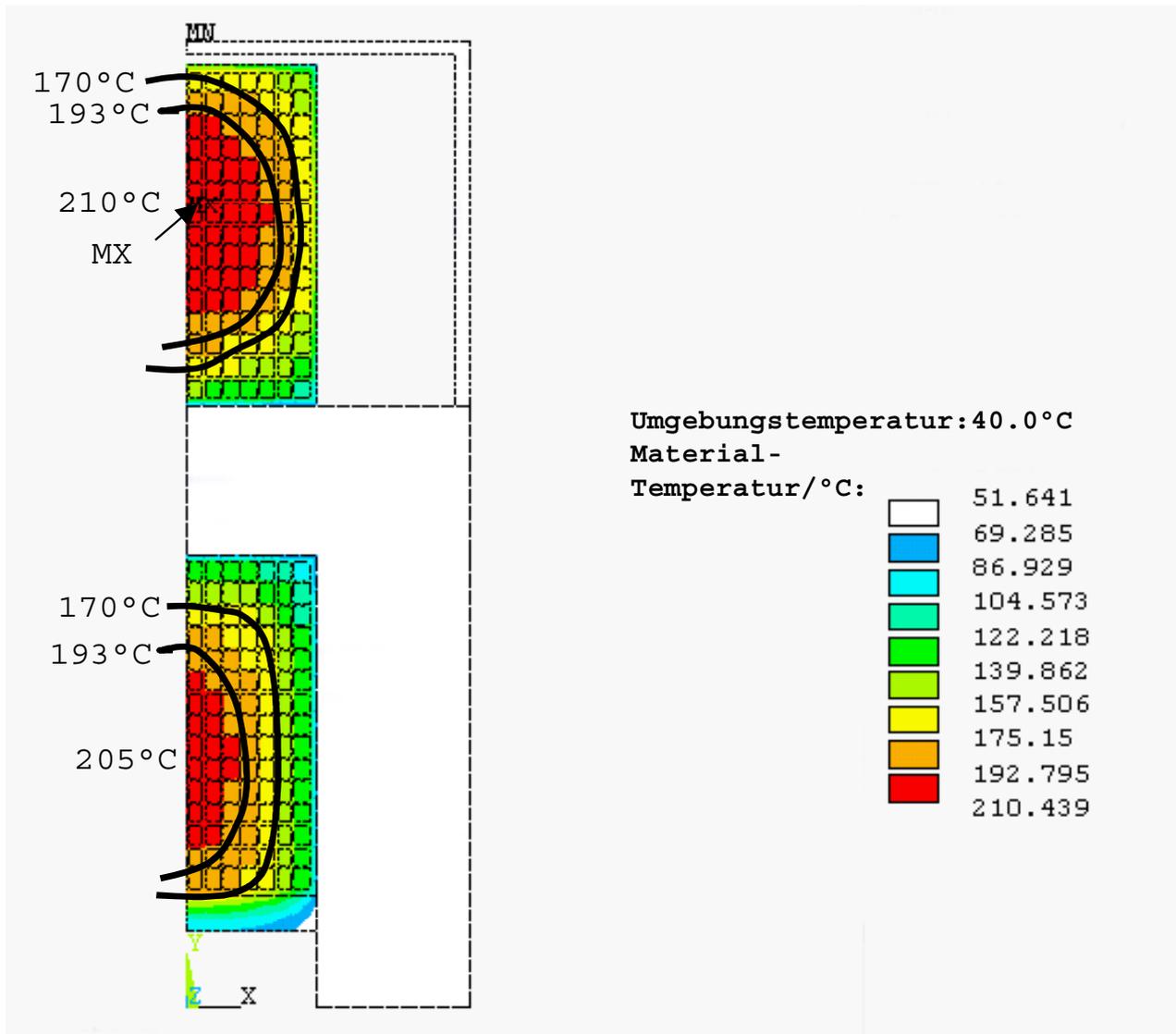


Bild 9.17: Berechnete zweidimensionale Temperaturverteilung in der Wicklung des DC-Linear-Boosters nach einer Einschaltzeit von $t = 10$ min (Daten siehe Tab. 9.4)

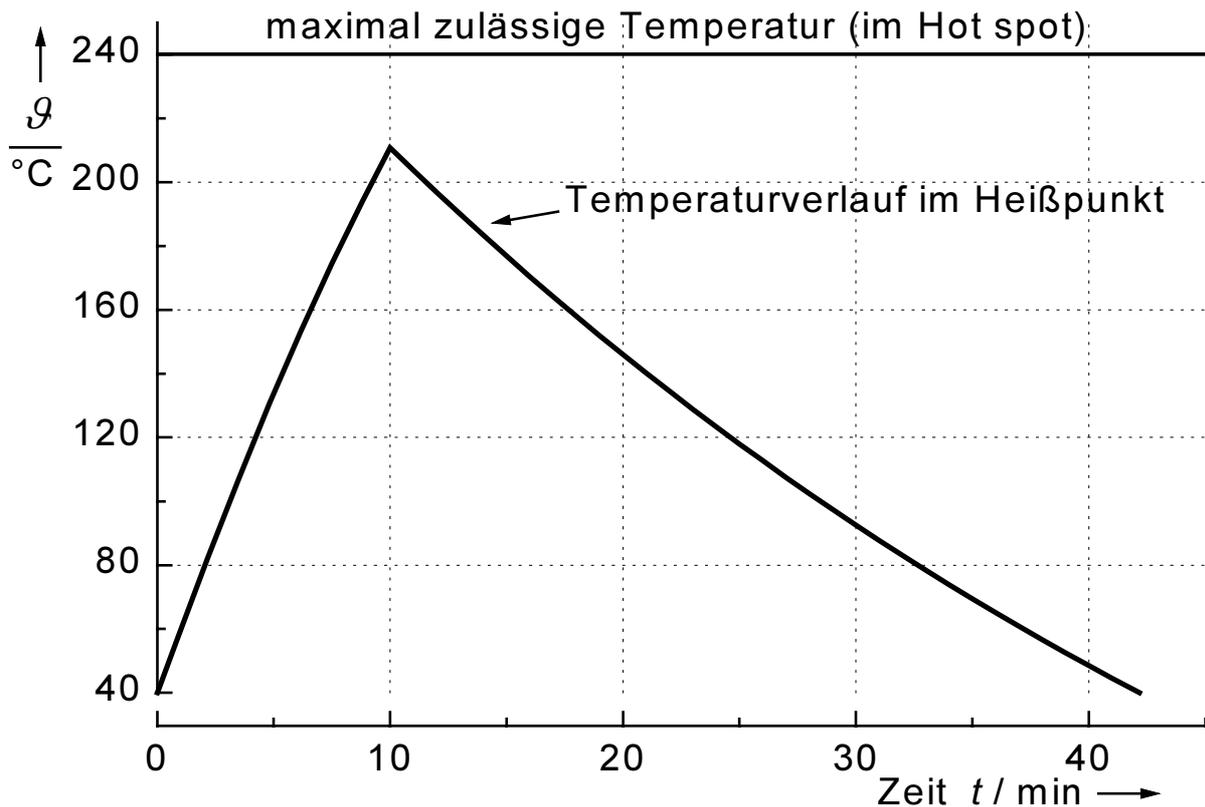


Bild 9.18: Berechneter zeitlicher Verlauf der Erwärmung im Heißpunkt nach Bild 9.17.

Fazit

Die Berechnungen in diesem Kapitel haben gezeigt, dass es mit dem DC-Linear-Booster vom Stillstand bis zu großen Geschwindigkeiten ($v = 70$ m/s) möglich ist, Normalkräfte aufzubringen und damit die Radaufstandskräfte zu erhöhen. Die Bremskräfte konnten mit maximal 300 N klein gehalten werden. Der Erregerbedarf eines DC-Linear-Boosters ist kleiner 10 kW. Mit der Variante kann bei einem Luftspalt von 4,5 mm im Stillstand eine Normalkraft von 50 kN pro Radsatz erzielt werden. Die Magnetspule kommt ohne zusätzliche Kühlung aus (Selbstkühlung), wobei die Einschaltdauer im Stillstand auf 10 min begrenzt ist. Bei seitlicher Querverschiebung des DC-Linear-Boosters geht die erzielte Normalkraft zurück. Gleichzeitig entsteht jedoch eine Rückstellkraft, die versucht, den DC-Linear-Booster in die Ausgangslage zurückzuziehen. Abhängig von der Befestigung der Anordnung im Drehgestell und von der Fahrdynamik werden sich unterschiedliche Querverschiebungen einstellen. Für eine Befestigung direkt an den Radsatzlagern ist im unteren Geschwindigkeitsbereich bis ca. 80 km/h mit einer maximalen Querverschiebung von ± 10 mm zu rechnen. Die Normalkraft verringert sich dabei auf 93 % des Ausgangswertes bei symmetrischer Anordnung. Auf Basis der hier vorgestellten Berechnungen wurde zusammen mit der Firma *Knorr-Bremse* ein Patent zur Anmeldung gebracht. Es beschreibt, wie eine Polanordnung, ähnliche der der Wirbelstrombremse des ICE 3, durch Umschaltung der Pole zur Verbesserung der Traktion genutzt werden kann [Pat03].

10 Berechnungen zur Wirtschaftlichkeit der Linear-Booster-Varianten

Anhand eines Streckenbeispiels sollen die drei Linear-Booster-Varianten hinsichtlich Kosten und Fahrzeiterparnis verglichen werden. Zum Vergleich wird der Streckenabschnitt „*Geislinger-Steige*“ zwischen den Bahnhöfen *Geislingen (Steige)* und *Amstetten* auf der Strecke *Stuttgart (Plochingen) - Ulm* herangezogen (Bild 10.1). Die Züge müssen hier auf einer Streckenlänge von 5000 m 110 Höhenmeter mit einer durchschnittlichen Steigung von 22 ‰ und sehr engen Bogenradien $r_{\min} < 400$ m überwinden.

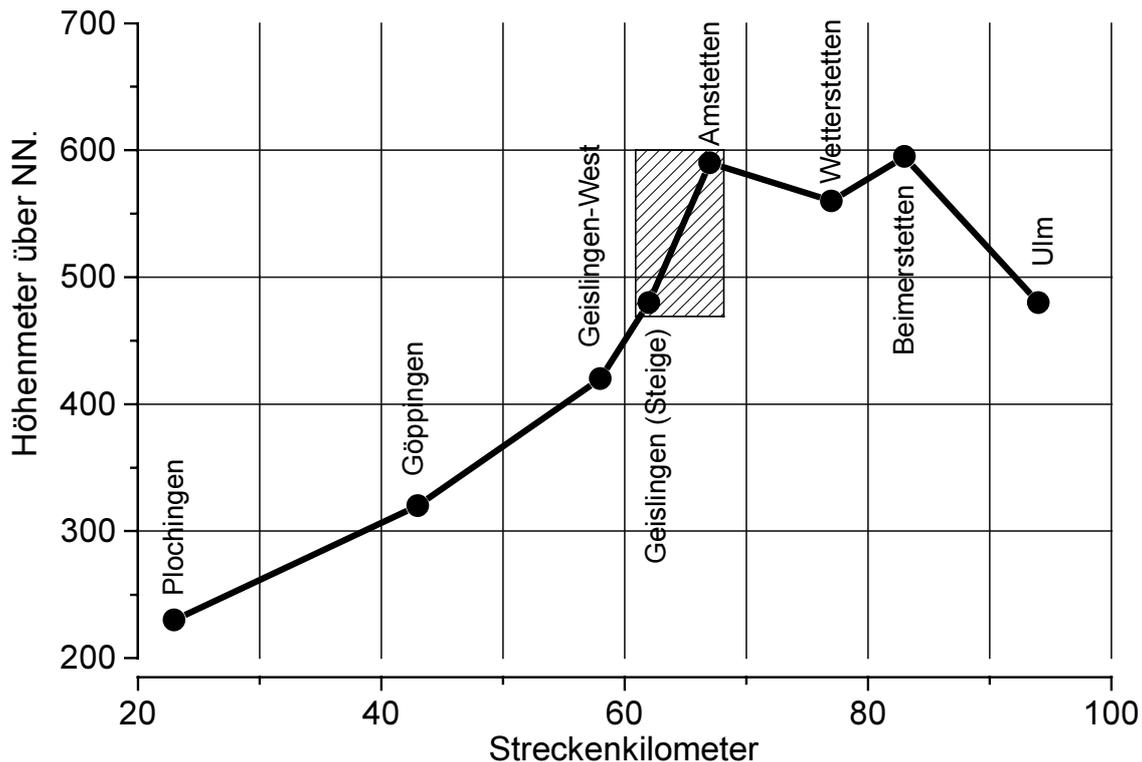


Bild 10.1: Höhenprofil der Strecke *Plochingen – Ulm*. Schraffiert ist der Abschnitt *Geislingen(Steige) – Amstetten* mit einer durchschnittlichen Steigung von 22 ‰. Streckendaten mit freundlicher Genehmigung der DB AG.

10.1 Betriebsparameter der „*Geislinger-Steige*“

Auf dem Streckenabschnitt zwischen *Geislingen (Steige)* und *Amstetten* werden aufgrund der hohen Fahrwiderstände, vor allem durch die große mittlere Streckenneigung, schwere Güterzüge mit einer zusätzlichen Lokomotive nachgeschoben. Der Zugverband muss dazu anhalten, die zusätzliche Lokomotive wird, ohne an den Zugverband anzukuppeln, als Schublokomotive „auf das Ende des Zuges aufgefahren“ und der Zugverband überwindet mit zwei Lokomotiven die Strecke mit einer Gesamtlänge von 5000 m. Dazu werden von der DB AG aus Redundanzgründen ständig zwei Lokomotiven und das entsprechende Personal (2 Lokführer) in *Geislingen (Steige)* bereit gehalten. Die Betriebsordnung der DB AG für diesen Streckenabschnitt gibt die maximal zulässigen Geschwindigkeiten und Anhängelasten für verschiedene Randbedingungen vor. Tabelle 10.1 zeigt einen Ausschnitt

aus der Betriebsordnung. Die zulässigen Anhängelasten sind abhängig von der Lokomotivbaureihe und in der Tabelle für die BR 152 angegeben. Für moderne Drehstromlokomotiven (BR101, BR152) sind die zulässigen Anhängelasten gleich. Bei Wechselstromlokomotiven mit Einphasen-Reihenschlussmotor (BR 103, BR 110, BR140, BR141, BR150, ...) sind aufgrund der stark unterschiedlichen Lokomotivmassen und deren Verwendungszweck (Güterzug bzw. Personenzuglokomotive) die Anhängelasten unterschiedlich. Mit Ausnahme der BR 150, die als sechsachsige Lokomotive mit einer Dienstmasse $m = 128$ t eine zulässige Anhängelast von 935 t aufweist, sind die zulässigen Anhängelasten der Wechselstromlokomotiven mit ca. 600 t geringer als bei der BR 152.

Tabelle 10.1: Zulässige Anhängelasten und Geschwindigkeiten auf der *Geislinger-Steige* am Beispiel der Baureihe 152 mit und ohne Schublokomotive [DB99].

	Zugverband (BR 152) Ohne Schublokomotive	Zugverband (BR 152) Mit Schublokomotive
Zulässige Anhängelasten	927 t	1547 t
Zulässige Geschwindigkeit	60 km/h	40 km/h
Zulässige Pufferkraft der Schublok	-	150 kN

Zum Vergleich sei angegeben, dass Reisezüge in der Ebene eine durchschnittliche Anhängelast von 700 t aufweisen. Schwere Güterzüge in der Ebene (z. B. Tonerdezüge) haben dagegen Anhängelasten von bis zu 2500 t. Die Geschwindigkeit auf dem Streckenabschnitt *Geislingen (Steige) – Amstetten* ist mit Schublokomotive auf 40 km/h, ohne auf 60 km/h begrenzt. Aus Sicherheitsgründen ist die zulässige Pufferkraft F_{pu} der Schublokomotive, d. h. die Kraft, mit der die schiebende Lokomotive auf die Puffer des letzten Wagens des Zugverbands drückt, auf $F_{pu} = 150$ kN begrenzt. Es wird dadurch vermieden, dass der Zugverband im Bogen aus den Schienen gedrückt wird. Die Betriebsordnung sieht weiter vor, dass eine Anfahrt eines Zugverbands ohne Schublokomotive bei einer Anhängelast von 927 t nicht zulässig ist. Falls der Zugverband aufgrund schlechter Kraftschlussverhältnisse auf der Strecke liegen bleibt, wird der Zugverband mit einer zusätzlichen Lokomotive von der Strecke gezogen. Die Betriebsführung für diesen Streckenabschnitt ist daher sehr stark von dem jeweiligen Streckenzustand abhängig.

10.2 Fahrwiderstände

Um einen Zugverband befördern zu können, muss zu jedem Zeitaugenblick die Summe aller auf ihn wirkenden Fahrwiderstände aufgebracht werden. Der gesamte Fahrwiderstand F_{wi} ist definiert als die Summe aller auf den Zugverband entgegen seiner Fahrtrichtung wirkenden Kräfte. Er wird unterteilt in:

- Laufwiderstand
- Bogenwiderstand
- Neigungswiderstand
- Beschleunigungswiderstand

Die Fahrwiderstände werden auf die Gewichtskraft des Zugverbandes bezogen und als spezifische Fahrwiderstände in N/kN angegeben. Die einzelnen Fahrwiderstände sind nachfolgend erläutert.

10.2.1 Laufwiderstand

Der Laufwiderstand ist stets vorhanden. Er setzt sich aus dem Rollwiderstand der Räder auf der Schiene, dem Reibungswiderstand der Lager sowie aus dem Luftwiderstand des gesamten Zugverbandes zusammen. Im Geschwindigkeitsbereich bis 60 km/h beträgt er 1 ... 3 N/kN.

10.2.2 Bogenwiderstand

Der Bogenwiderstand entsteht durch den Kurvenlauf des Zuges im Gleisbogen. Für einen Bogenradius von 600 m beträgt er etwa 1 N/kN.

10.2.3 Neigungswiderstand

Der Neigungswiderstand ist die entgegen der Bewegungsrichtung wirkende Komponente der Gewichtskraft des Zuges auf der „schiefen Ebene“ (Hangabtriebskraft). Die maximale Streckenneigung liegt bei Adhäsionsbahnen bei ca. 26 ‰. Eine Ausnahme stellt die Neubaustrecke Köln – Rhein-Main mit einer maximalen Streckenneigung von 40 ‰ dar. Hier verkehren allerdings nur Personenzüge.

10.2.4 Beschleunigungswiderstand

Der Beschleunigungswiderstand repräsentiert den für die Beschleunigung des Zuges notwendigen Kraftanteil.

Die angegebenen Werte werden für unterschiedliches Wagenmaterial aus Auslaufversuchen auf Strecken mit exakt bekannten Streckendaten ermittelt [Schä88, Sa91].

10.3 Fahrzeitermittlung für die verschiedenen Linear-Booster-Varianten

Die Fahrzeit für die Strecke zwischen *Geislingen (Steige)* und *Amstetten* wird für die verschiedenen Linear-Booster-Varianten mit und ohne Schublokomotive am Beispiel eines Zugverbandes mit einer Gesamtmasse $m = 900$ t ermittelt. Gegenübergestellt wird im Einzelnen die Fahrzeit eines Zugverbandes mit normaler ziehender Lokomotive, mit zusätzlicher Schublokomotive sowie für mit verschiedenen Linear-Boostern ausgestatteten Lokomotiven. Untersucht werden Lokomotiven mit Asynchron-Linear-Booster mit und ohne zusätzlicher Reaktionsschiene im Gleis sowie Lokomotiven mit DC-Linear-Booster.

Um den Zugverband befördern zu können, muss die Zugkraft am Zughaken F der Lokomotive gleich der Summe aller Fahrwiderstände F_{wi} sein.

$$F = \sum_i F_{wi} \quad (10.1)$$

Die für den Vergleich herangezogenen Fahrwiderstände und Massen sind in Tabelle 10.2 zusammengestellt. Die Fahrwiderstände sind auf die Gewichtskraft des Zugverbandes bezogen. Es wurde von mittleren Werten für alle Widerstände ausgegangen. Für die Berechnung der Gesamtfahrzeit wurde der Zugverband jeweils vom Stillstand mit der maximal möglichen Beschleunigung, die sich aus der Differenz der möglichen Zughakenkraft und der Summe der Fahrwiderstände ergibt, bis auf die jeweils zulässige Höchstgeschwindigkeit von $v = 60$ km/h ohne und $v = 40$ km/h mit Schublokomotive beschleunigt. Die verbleibende Strecke wurde mit konstanter Geschwindigkeit befahren.

Tabelle 10.2: Fahrwiderstände für die Strecke Geislingen (Steige) – Amstetten.

Neigungswiderstand	22 N/kN	Bogenwiderstand	1N/kN
Laufwiderstand	1 N/kN	Masse des Zugverbandes	900 t
Streckenlänge	5000 m	Fahrwiderstand des Zugverbandes (ohne Beschleunigungswiderstand)	212 kN

In Tabelle 10.3 sind die Fahrzeiten für die verschiedenen Varianten angegeben. Ohne zusätzlichen Linear-Booster ist es bereits bei einem Kraftschlusskoeffizienten $f_x = 0,24$ nicht mehr möglich, den angegebenen Zugverband auf der Strecke zu befördern. Bei der Berechnung der Fahrzeit mit Schublokomotive wurden die maximal zulässige Geschwindigkeit und die Pufferkraft nach Tabelle 10.1 zugrunde gelegt. Die Asynchron-Linear-Booster-Variante mit der Fahrschiene als Reaktionsschiene bringt bei trockener Schiene nur einen kleinen Zeitgewinn, erlaubt jedoch noch eine Beförderung bei schlechteren Kraftschlussbedingungen. Die Varianten mit Reaktionsschiene im Gleis und DC-Linear-Booster erzielen im Vergleich zur Zugförderung mit nur einer ziehenden Lokomotive ohne Linear-Booster bei guten Kraftschlussverhältnissen ($f_x = 0,35$) in etwa den gleichen Zeitgewinn. Bei einem niedrigeren Kraftschlusskoeffizienten ($f_x = 0,24 \dots 0,25$) ermöglichen sie erst eine Zugförderung des hier untersuchten Zugverbandes.

In der nachstehenden Tabelle ist die Zeit nicht berücksichtigt, die benötigt wird, um beim derzeitigen Betrieb mit Schublokomotive den Zugverband anzuhalten, um die schiebende Lokomotive aufzufahren. Hier muss nochmals eine Zeit von ca. 2 min zur Fahrzeit in Tabelle 10.3 addiert werden.

Aufgezeigt wird hier der Fahrzeitgewinn mit Linear-Boostern. Dieser Fahrzeitgewinn soll im nächsten Abschnitt am Lastaufkommen auf dem untersuchten Streckenabschnitt gespiegelt werden.

Tabelle 10.3: Gegenüberstellung der berechneten Fahrzeiten eines 900t Zugverbands für die verschiedenen Varianten auf der Strecke *Geislingen (Steige) - Amstetten*.

	Von einem Linear-Booster Erzeugte Kräfte		$F_x = 0,35$		$f_x = 0,24$	
	F_n	F_t	Zug- kraft	Fahr- zeit	Zug- Kraft	Fahrzeit
Eine ziehende Lokomotive	-/-	-/-	300 kN	6 min 30 s	206 kN	Nicht möglich
Lokomotive plus zusätzliche Schublokomotive (Zusatzmasse $m = 128 \text{ t}$)	-/-	-/-	450 kN	8 min 15 s	356 kN	8 min 35 s
Lokomotive u. Asynchron- Linear-Booster mit normaler Fahrschiene	10 kN	0,5 kN	317 kN	6 min 20 s	218 kN	21 min 30 s
Lokomotive u. Asynchron- Linear-Booster mit zusätzlicher Reaktionsschiene	30 kN	4 kN	361 kN	5 min 45 s	251 kN	8 min 15 s
Lokomotive mit DC-Linear- Booster	40 kN	-/-	367 kN	5 min 50 s	247 kN	8 min 20 s

10.4 Beförderte Lasten auf der „Geislinger-Steige“

Bild 10.2 zeigt das Lastaufkommen (Güterzüge) auf der „*Geislinger-Steige*“ zwischen *Geislingen* und *Amstetten* über eine Woche verteilt. Die Daten sind dem Jahresfahrplan für Güterzüge 2000 entnommen [DB00]. Bei der Anzahl der eingesetzten Züge ergibt sich pro Zugverband durchschnittlich eine Anhängelast von etwa 1400 t. Die Züge werden demnach so zusammengestellt, dass jeweils eine Schublokomotive eingesetzt werden kann bzw. muss. Es wäre nicht möglich, die so zusammengestellten Zugverbände mit einer ziehenden Lokomotive alleine über die Steigung zu befördern.

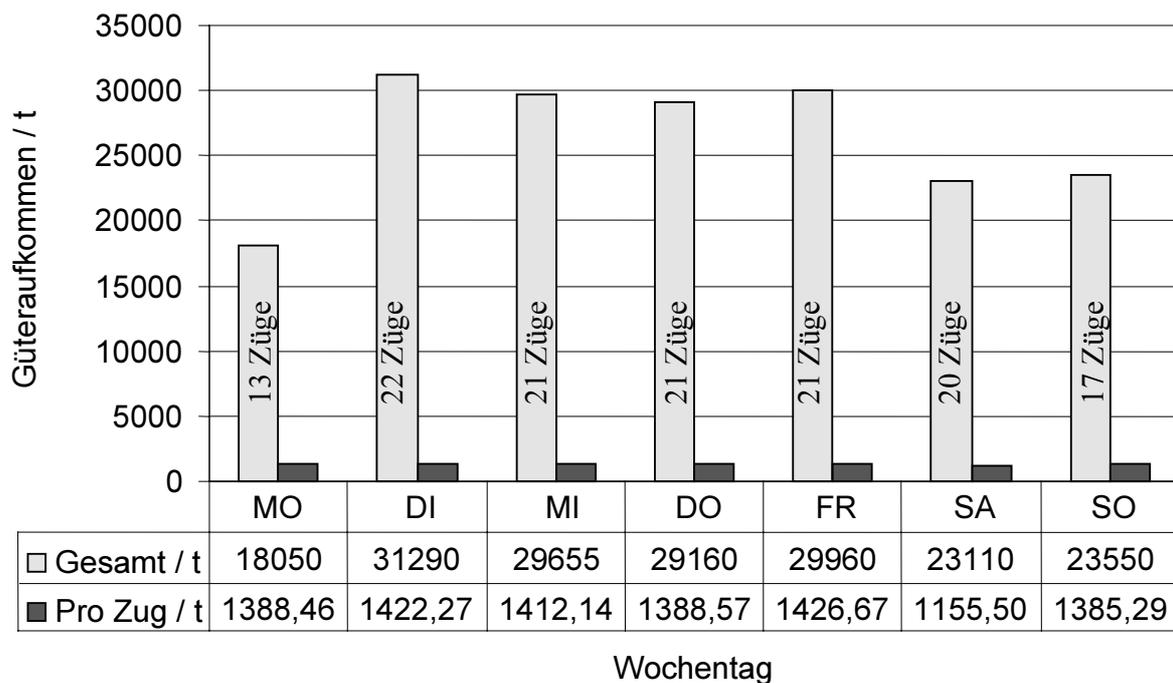


Bild 10.2: Güteraufkommen gesamt und pro Zug auf der „Geislinger-Steige“ nach Wochentagen geordnet [DB00].

Dem Schublokomotiveneinsatz wird nun der Einsatz einer Drehstromlokomotive der Baureihe 152 mit zusätzlichem Linear-Booster gegenübergestellt. Tabelle 10.3 ist zu entnehmen, dass sowohl die Verwendung des Asynchron-Linear-Boosters mit Reaktionsschiene im Gleis als auch des DC-Linear-Boosters zu nahezu gleichen Zugkräften und Fahrzeiten führt. Die Untersuchungen gelten daher für beide Varianten in der gleichen Weise.

Unter schlechten Kraftschlussverhältnissen, bei denen eine Anfahrt ohne Booster nach Tabelle 10.3 nicht mehr möglich ist ($f_x = 0,24$, kann eine Drehstromlokomotive mit Linear-Booster eine Zugkraft von $F = 250$ kN übertragen. Auf dem untersuchten Streckenabschnitt entspricht dies einer Anhängelast von 1100 t und liegt damit unter der aus Festigkeitsgründen des Zughakens¹⁾ maximal zulässigen Anhängelast von 1175 t [DB99]. Dieser Grenzwert ist nicht lokomotivspezifisch, sondern leitet sich von dem Wagenmaterial ab, welches zu befördern ist. Ältere Wagen haben eine geringe Zughakenbruchkraft, die mit dieser Beschränkung berücksichtigt wird. Zum Vergleich sei angegeben, dass moderne Zughakenkupplungen Bruchkräfte von $F_{\text{bruch}} = 850$ kN aufweisen und damit weit höhere Anhängelasten zulassen. Die zulässige Last für den Zugverband mit Schublokomotive beträgt 1547 t (Tabelle 10.3). Bild 10.3 zeigt einen Vergleich der Anzahl der notwendigen Zugverbände mit Schublokomotive und der Anzahl der notwendigen Zugverbände mit Linear-Booster für die Beförderung des Lastaufkommens nach Bild 10.2.

¹⁾ Als kritisch ist hier nicht der Zughaken der Lokomotive, sondern vielmehr der Zughaken des der Lokomotive unmittelbar folgenden Wagens anzusehen.

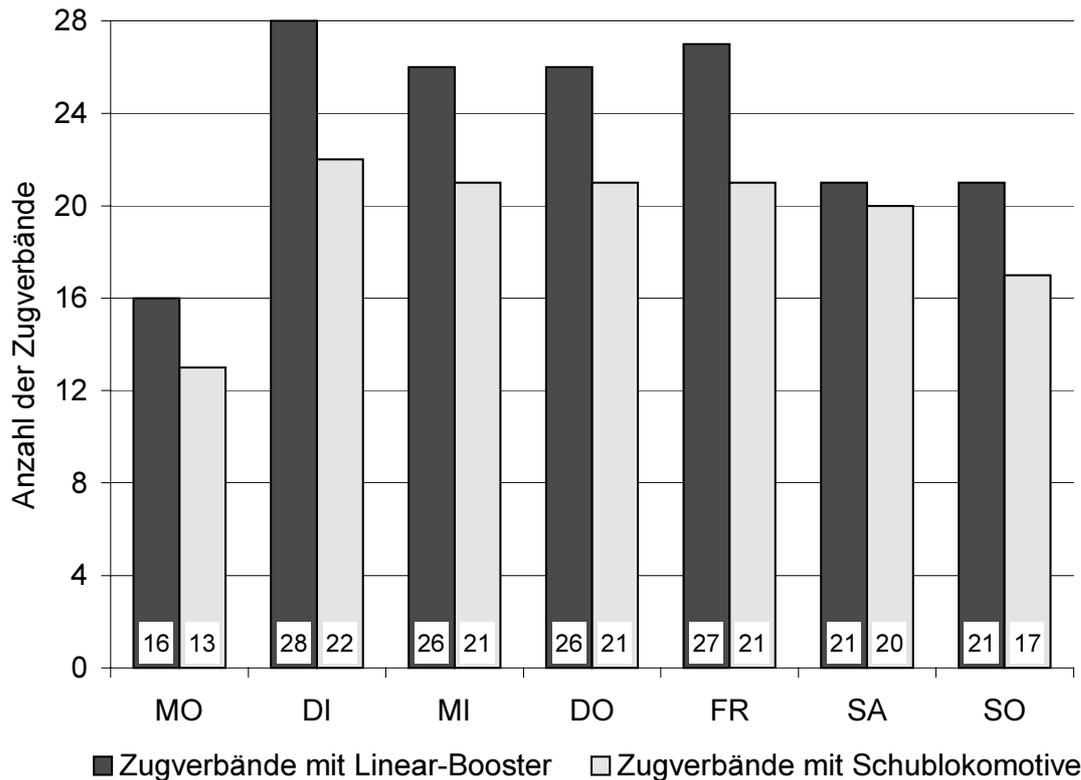


Bild 10.3: Notwendige Anzahl von Zugverbänden mit Schublokomotive und mit Linear-Booster, um das Lastaufkommen auf der Strecke *Geislingen - Amstetten* zu befördern.

Durch die bei Lokomotiven mit Linear-Booster gegenüber einem Zugverband mit Schublokomotive geringere Anhängelast vergrößert sich im Mittel die benötigte Zahl an Zügen (von 20 auf etwa 24 Zugbewegungen pro Tag). Die Gesamtfahrzeit ohne Berücksichtigung des Zeitbedarfs zum Bereitstellen der Schublokomotive und der Zeit bis zum Aufschalten der Zugkraft ist identisch. Allerdings entfallen die Leerfahrten der Schublokomotive bei der Talfahrt. In dieser Zeit kann ein weiterer Zugverband die Strecke passieren. In Bild 10.4 sind daher die mit beiden Varianten unter schlechten Kraftschlussverhältnissen beförderbaren Lasten aufgetragen. Folgende Randbedingungen sind dabei zugrunde gelegt:

- Die Anzahl der Zugbewegungen kann nicht erhöht werden, d. h. es stehen nur die zur Zeit getätigten Zugbewegungen mit Schublokomotive zur Verfügung.
- Die durch den Wegfall der Talfahrten der Schublokomotive frei gewordene Strecke kann für weitere Bergfahrten mit Linear-Booster genutzt werden.
- Die Anhängelast für Fahrten mit Schublokomotive beträgt 1547 t.
- Die Anhängelast für Fahrten mit Linear-Booster beträgt 1100 t.
- Aufgrund der Kraftschlussverhältnisse ($f_x = 0,24$) ist eine Beförderung ohne Linear-Booster und ohne Schublokomotive nicht möglich.

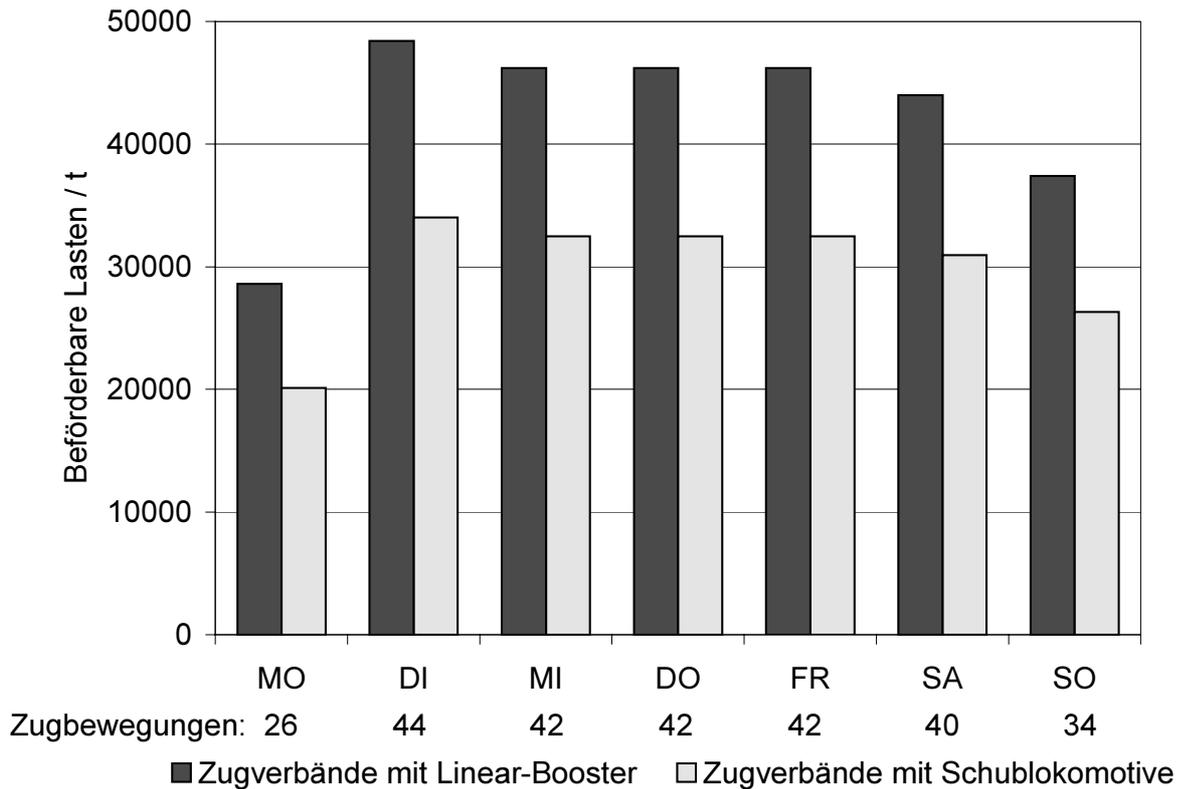


Bild 10.4: Beförderbare Lasten unter Ausnutzung der maximal möglichen Anhängelast und der maximalen Anzahl möglicher Zugbewegungen.

Trotz der gegenüber Zugverbänden mit Schublokomotiven bei Lokomotiven mit Linear-Booster geringeren Anhängelast kann aufgrund des Wegfalls der Leerfahrten das Lastaufkommen auf der Strecke *Geislingen – Amstetten* um 40 % erhöht werden. Lässt man hingegen die Zahl der „Bergfahrten“ gleich, so können die in Bild 10.5 gezeigten Lasten befördert werden. Bei der Anzahl der Zugbewegungen sind wie in Bild 10.4 die Leerfahrten der Schublokomotive berücksichtigt. Diese entfallen natürlich, wenn auf diese verzichtet wird. Zudem entfallen die Kosten für zusätzliches Personal, das für den „Schublokomotiveinsatz“ vorzusehen ist. Die Zugbildung muss in erster Linie natürlich dem Bedarf angepasst werden. Daher kann die Betrachtung hier nur aufzeigen, was unter gegebenen Randbedingungen möglich ist. Der Betreiber muss entscheiden, ob dieses Konzept eine Alternative zum heutigen Betrieb darstellt.

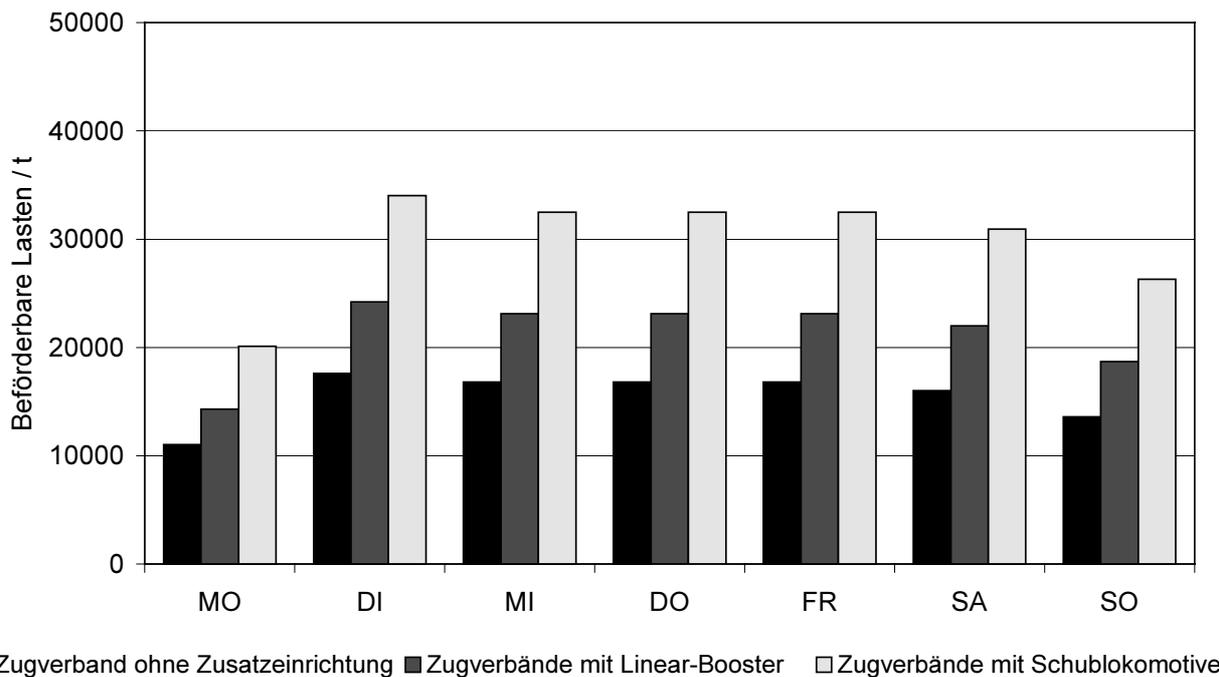


Bild 10.5: Beförderbare Lasten unter Ausnutzung der maximal möglichen Anhängelast bei fest vorgegebener Anzahl möglicher Zugbewegungen.

10.5 Investitions- und Betriebskosten für die unterschiedlichen Varianten

Es wird unterschieden zwischen Investitionskosten und Betriebskosten für die einzelnen Varianten. Verglichen werden die Varianten „Zugverband mit Schublokomotiven“, „Asynchron-Linear-Booster mit und ohne Reaktionsschiene im Gleis“ und „DC-Linear-Booster“. Die Nutzungsdauer beträgt 30 Jahre. Das entspricht der geforderten Lebensdauer für von der DB AG beschafften Komponenten. Der jährliche Zins über eine Laufzeit von 30 Jahren ist auf 12 % angesetzt. Alle anfallenden Kosten werden zu 100 % durch Fremdkapital finanziert. Zum Vergleich der Varianten werden Barwert- und Annuitätsmethode angewandt [Ba01; Her99]. Der Kalkulationszinssatz p

$$p = \frac{p_E + p_F \cdot K_F / K_E}{1 + K_F / K_E} \quad (10.1)$$

mit den Zinssätzen p_E, p_F für Eigenkapital K_E und Fremdkapital K_F ist für $K_E = 0$ gleich dem im Text genannten Zins $p = 12\%$. Der Barwert B_B der einzelnen Varianten berechnet sich aus den Investitionskosten B_0 zu Beginn, dem Kalkulationszinssatz p , der Nutzungsdauer N und den über die Nutzungsdauer gleich angenommenen Aufwendungen B_{auf} zu:

$$B_B = B_0 + B_{auf} \cdot \frac{1}{(1+p)^N} \cdot \frac{(1+p)^N - 1}{p} \quad (10.2)$$

10.5.1 Investitionskosten

Die Investitionskosten für die verschiedenen Varianten fallen recht unterschiedlich aus. Bei der Asynchron-Linear-Booster-Variante muss zur Speisung ein Wechselrichter auf der Lokomotive vorgesehen werden, der Kosten verursacht. Für die Variante mit Reaktionsschiene im Gleis ist zusätzlich die Strecke entsprechend mit dem Sekundärteil auszustatten. Die Kosten für den DC-Linear-Booster fallen hier vergleichsweise gering aus. Die Kosten für die Fahrzeug- und Streckenausrüstung sind in Tabelle 10.4 abgeschätzt. Für die Kosten der Fahrzeugausrüstung ist eine Serienproduktion (> 25 Stück) vorausgesetzt. Die Kosten für die Streckenausrüstung berücksichtigen die Fertigung und Montage der Reaktionsschiene im Gleis. Für den Vergleich wird angenommen, dass die Schublokomotiven wie die Linear-Booster-Ausrüstung neu beschafft werden müssen.

Tabelle 10.4: Investitionskosten in Euro (Stand 2002) für die Ausrüstung einer Lokomotive und die, bei der Variante mit zusätzlichem Reaktionsteil, benötigte Reaktionsschiene.

	Asynchron-Linear-Booster mit Fahrschiene	Asynchron-Linear-Booster mit zusätzlichem Sekundärteil	DC-Linear-Booster	Schublokomotive
Anschaffungskosten für die Lokomotive	-/ (Booster wird nach gerüstet, Lokomotive ist vorhanden)	-/ (Booster wird nach gerüstet, Lokomotive ist vorhanden)	-/ (Booster wird nach gerüstet, Lokomotive ist vorhanden)	2.500.000
Kosten für die Tragkonstruktion im Drehgestell zur Aufnahme des Boosters	2 x 13.000	2 x 13.000	2 x 13.000	-/
Anschaffungskosten für das Aktivteil des Linear-Boosters	4 x 3.500	4 x 7.000	4 x 3.500	-/
Anschaffungskosten für Speiseeinheit	2 x 58.000	2 x 58.000	2 x 15.000	-/
Gesamtkosten für das Fahrzeug	156.000	170.000	70.000	2.500.000
Materialkosten für die Streckenausrüstung	-/	500 EUR /m	-/	-/
Montagekosten für die Streckenausrüstung	-/	300 EUR /m	-/	-/
Gesamtkosten für die Streckenausrüstung. Länge 2 x 5000 m. (Material+Montage)	-/	8.000.000	-/	-/

Die Tragkonstruktion, die Linear-Booster und die Speiseeinheit sind pro Drehgestell vorzusehen. Aufgrund der hohen Kosten für die Streckenausrüstung ist die Variante mit der Reaktionsschiene im Gleis am teuersten. Hierbei sind noch nicht die Kosten für die Wartung der Sonderstrecke eingerechnet. Für die Streckenausrüstung der Variante mit zusätzlichem Sekundärteil im Gleis sind bei eingleisiger Verlegung Kosten in Höhe von 500 EUR/m vorzusehen. Diese Kosten beinhalten noch nicht die Montage des Sekundärteils. Diese Arbeitskosten für die Montage ähneln den Kosten für eine Gleiserneuerung, sie belaufen sich auf 300 EUR/m Schiene. Den Investitionskosten für die Umrüstung der Fahrzeuge bzw. der Streckenabschnitte steht der Wegfall von Schublokomotiven und Personalkosten gegenüber. Die Investitionskosten für eine Lokomotive, die als Schublokomotive bereit stehen muss, belaufen sich auf 2.500.000 EUR.

10.5.2 Betriebskosten für Wartung und Personal

Unter den Betriebskosten werden die Kosten für die zusätzlichen Wartungsarbeiten an der Zusatzausrüstung der Strecke und der Fahrzeugausrüstung der Linear-Booster sowie die Personalkosten für den Schublokbetrieb zusammengefasst. Für die Wartungsarbeiten am Gleis mit Reaktionsschiene werden 3 mal jährlich 200 Mann-Stunden, in Summe 600 Mann-Stunden, angesetzt. Für Wartungsarbeiten an der Fahrzeugausrüstung werden 100 Mann-Stunden gerechnet. Dabei ist eine Kilometerleistung von 700 km pro Lokomotive und Tag vorausgesetzt. Als Personalkosten werden die Kosten für zwei Lokführer bei Nutzung der Schublokomotiven eingesetzt, somit 2 Mann-Jahre (Tabelle 10.5).

Tabelle 10.5: Vergleichende jährliche Betriebskosten für den Betrieb auf der „Geislinger-Steige“ mit und ohne Linear-Booster (Stand 2002).

	Asynchron- Linear-Booster mit Fahrschiene	Asynchron- Linear-Booster mit zusätzlichem Sekundärteil	DC-Linear- Booster	Schub- lokomotive
Wartungskosten der Streckenausrüstung	-/-	600 Mann-Std. 18.000 EUR	-/-	-/-
Wartungskosten der Fahrzeugausrüstung	100 Mann-Std. 3000 EUR	100 Mann-Std. 3000 EUR	100 Mann-Std. 3000 EUR	-/-
Personalkosten pro Lokführer	-/-	-/-	-/-	1 Mann-Jahr 50.000 EUR

10.5.3 Gesamtkosten über die Nutzungsdauer

Zur Berechnung der Gesamtkosten wird zunächst der Annuitätsfaktor a bestimmt.

$$a = \frac{(1+p)^N \cdot p}{(1+p)^N - 1} \quad (10.3)$$

Die jährlich aufzubringenden Gesamtkosten b_A berechnen sich unter Berücksichtigung des Barwertes B_B zu:

$$b_A = a \cdot B_B \quad (10.4)$$

Für den hier angestellten Vergleich werden folgende Annahmen getroffen: Es wird der Kauf von zwei Schublokomotiven und die Nachrüstung von 30 Drehstromlokomotiven mit Linear-Booster betrachtet. Zusätzlich müssen bei der derzeitigen Zugzusammenstellung bei der Variante mit Linear-Booster im Mittel 5 Lokomotiven und das zugehörige Personal mehr eingesetzt werden, um gleiche Lasten befördern zu können (Bild 10.3). Die Reaktionsschiene im Gleis wird zweigleisig auf einer Länge von 5000 m verlegt. Unter den eingangs angegebenen Randbedingungen bleibt die Lösung mit der Schublokomotive wegen des Ankaufs von 5 zusätzlichen Lokomotiven bei den Booster-Varianten die wirtschaftlichste. Die jährlich aufzuwendenden Gesamtkosten sind am geringsten ($b_A = 661$ TEUR). Die Nutzung der Strecke mit einer höheren Auslastung der Strecke mit dem Linear-Booster-Konzept ist hier nicht einkalkuliert (Tabelle 10.6).

Tabelle 10.6: Kosten und Barwert in Tausend Euro (Stand 2002) im Vergleich für den Betrieb auf der „Geislinger-Steige“. Mit Zukauf von Lokomotiven für Linear-Booster-Ausrüstung.

	Asynchron- Linear-Booster mit Fahrschiene	Asynchron- Linear-Booster mit zusätzlichem Sekundärteil	DC-Linear- Booster	Schub- lokomotive
Kosten für die Fahr- zeugausrüstung von 30 Fahrzeugen	30 x 156 = 4.680	30 x 170 = 5.100	30 x 70 = 2.100	-/-
Kosten für zusätzliche Lokomotiven	5 x 2.500 = 12.500 (Booster im Neu- preis enthalten)	5 x 2.500 = 12.500 (Booster im Neu- preis enthalten)	5 x 2.500 = 12.500 (Booster im Neu- preis enthalten)	2 x 2.500 = 5.000
Streckenausrüstung (nach Tab. 10.4)	-/-	8.000	-/-	-/-
Anschaffungskosten gesamt B_0	17.180	25.600	14.600	5.000
Jährliche Kosten für Wartung und zu- sätzliche Lokführer (Tab. 10.4) B_{auf}	5 x 50 + 35 x 3 = 355	5 x 50 + 35 x 3 + 1 x 18 = 373	5 x 50 + 35 x 3 = 355	2 x 50 = 100
Barwert B_B	20.040	28.605	17.460	5.806
Jährlich aufzu- wendende Gesamt- kosten b_A bei einer Nutzungsdauer $N = 30$ Jahre, $p = 12\%$	2.281	3.255	1.987	661

Um gleiche Lasten befördern zu können, müssen im Vergleich zur Schublokomotive mehr Zugverbände mit Linear-Booster eingesetzt werden. Sind die Fahrzeuge nur für diesen Anwendungsfall extra anzuschaffen, so verteuert sich diese Variante dadurch extrem und wird unwirtschaftlich. Kann der vorhandene Lokomotivpark mit Linear-Boostern

nachgerüstet werden, ohne dass zusätzliche Fahrzeuge anzuschaffen sind, oder ist aufgrund einer neuen Bedarfssituation die Zusammenstellung der Zugverbände derart zu ändern, dass Züge mit Anhängelasten von 1100 t gefahren werden, dann ist der Linear-Booster wirtschaftlich.

Zu einem anderen Ergebnis kommt man, wenn die Anzahl der Zugbewegungen von *Geislingen* nach *Amstetten* im Vergleich zur Variante mit Schublokomotive gleich angenommen wird. Es entfallen dadurch die Kosten für die fünf zusätzlichen Lokomotiven und Personal bei den Booster-Varianten (Tabelle 10.7). Die DC-Linear-Booster-Variante stellt dabei mit Abstand die günstigste Variante dar. Hier betragen die jährlichen Gesamtaufwendungen für die DC-Linear-Booster-Variante $b_A = 321$ TEUR.

Tabelle 10.7: Kosten und Barwert in Tausend Euro (Stand 2002) im Vergleich für den Betrieb auf der „Geislinger-Steige“. Ohne Zukauf von Lokomotiven für Linear-Booster-Ausrüstung.

	Asynchron-Linear-Booster mit zusätzlichem Sekundärteil	DC-Linear-Booster	Schublokomotive
Kosten für die Fahrzeugausrüstung von 30 Fahrzeugen	$30 \times 170 = 5.100$	$30 \times 70 = 2.100$	-/-
Kosten für zusätzliche Lokomotiven	-/-	-/-	$2 \times 2.500 = 5.000$
Streckenausrüstung (nach Tab. 10.4)	8.000	-/-	-/-
Anschaffungskosten gesamt B_0	13.100	2.100	5.000
Jährliche Kosten für Wartung und zusätzliche Lokführer (Tab. 10.4) B_{auf}	$30 \times 3 + 1 \times 18 = 108$	$30 \times 3 = 90$	$2 \times 50 = 100$
Barwert B_B	13.970	2.825	5.806
Jährlich aufzuwendende Gesamtkosten b_A bei einer Nutzungsdauer $N = 30$ Jahre; $p = 12$ %	1.590	321	661

Fazit

Mit den drei Linear-Booster-Varianten „Asynchron-Linear-Booster mit Reaktionsschiene im Gleis“, „Asynchron-Linear-Booster ohne Reaktionsschiene im Gleis“, d.h. mit der Fahrschiene als Reaktionsschiene und dem „DC-Linear-Booster“ kann die Zugkraft am Zughaken vergrößert werden. Die Varianten mit Reaktionsschiene im Gleis und die DC-Linear-Booster-Varianten liefern bei einem Kraftschlussbeiwert $f_x = 0,24$ die höchsten Zugkräfte $F = 250$ kN. Ohne Zusatzeinrichtung an der Lokomotive können hier nur $F = 200$ kN übertragen werden. Der Asynchron-Linear-Booster mit Reaktionsschiene im Gleis ist jedoch nur auf Sonderstrecken einsetzbar und stellt zudem die teuerste Variante dar. Der

Asynchron-Linear-Booster mit der Fahrschiene als Sekundärteil liefert nur einen marginalen Fahrzeitgewinn. Der DC-Linear-Booster erzielt sowohl bei trockener als auch bei nasser Fahrschiene nennenswerte Fahrzeitverkürzungen und ist von allen Boostervarianten zu favorisieren. Wie „wirtschaftlich“ der DC-Linear-Booster im Vergleich zur Schublokomotive ist, hängt sehr stark von der Betriebsführung auf der Strecke ab. Um gleiche Lasten befördern zu können, müssen im Vergleich zur Schublokomotive mehr Zugverbände mit Linear-Booster eingesetzt werden. Sind die Fahrzeuge nur für diesen Anwendungsfall extra anzuschaffen, so verteuert sich diese Variante dadurch extrem und wird unwirtschaftlich. Kann der vorhandene Lokomotivpark mit Linear-Boostern nachgerüstet werden, ohne dass zusätzliche Fahrzeuge anzuschaffen sind, oder ist aufgrund einer neuen Bedarfssituation die Zusammenstellung der Zugverbände derart zu ändern, dass Züge mit Anhängelasten von 1100 t gefahren werden, dann ist der Linear-Booster wirtschaftlich. Zudem kann das Lastaufkommen auf der Strecke durch den Wegfall der Leerfahrten der Schublokomotiven um 40 % gesteigert werden.

11 Messungen an den Linearmotoren

In diesem Kapitel werden die asynchrone und synchrone Bauform von Linearantrieben am realen Versuchsstand verglichen. Es wurde ein Versuchsstand aufgebaut, der es ermöglicht, Feld- und Kraftmessungen an einer Linearmaschine durchzuführen. Die schematische Zeichnung (Bild 11.1) zeigt den beweglichen Linearmotorschlitten, der das Primärteil trägt. Der Linearmotorschlitten wird über zwei Linearführungen über der feststehenden Grundplatte geführt. Auf der Grundplatte sind zusätzlich das Sekundärteil und ein Längenmesssystem für Positionieraufgaben in Werkzeugmaschinenanwendungen befestigt. Die Energieversorgung des Primärteils wird über in der Energiekette geführten Leitungen sicher gestellt. Um bei der Gestaltung des Versuchsstandes den realen Bedingungen möglichst gerecht zu werden, wurden die Verhältnisse am Rad-Schiene-System, in diesem konkreten Fall im Schienennetz der Deutsche Bahn AG, berücksichtigt. Die Aktivbreite des verwendeten Linearantriebs wurde daher entsprechend der Breite des Schienenkopfes im Bahnnetz zu 80 mm gewählt. Im Unterschied zur Anordnung im Rad-Schiene-System ist die Geometrie der Schienenoberkante nicht übernommen. Primär- und Sekundärteil sind planparallel. Für die Messungen wurde ein handelsüblicher Synchron-Linearmotor verwendet. Das Magnetfeld wird dabei durch permanentmagneterregte Sekundärteile aufgebaut. Durch einen Austausch des permanentmagneterregten Sekundärteils gegen ein Massiveisen-Sekundärteil wird der Linearmotor als Asynchron-Linearmotor betrieben und kann so zu vergleichenden Messungen verwendet werden.

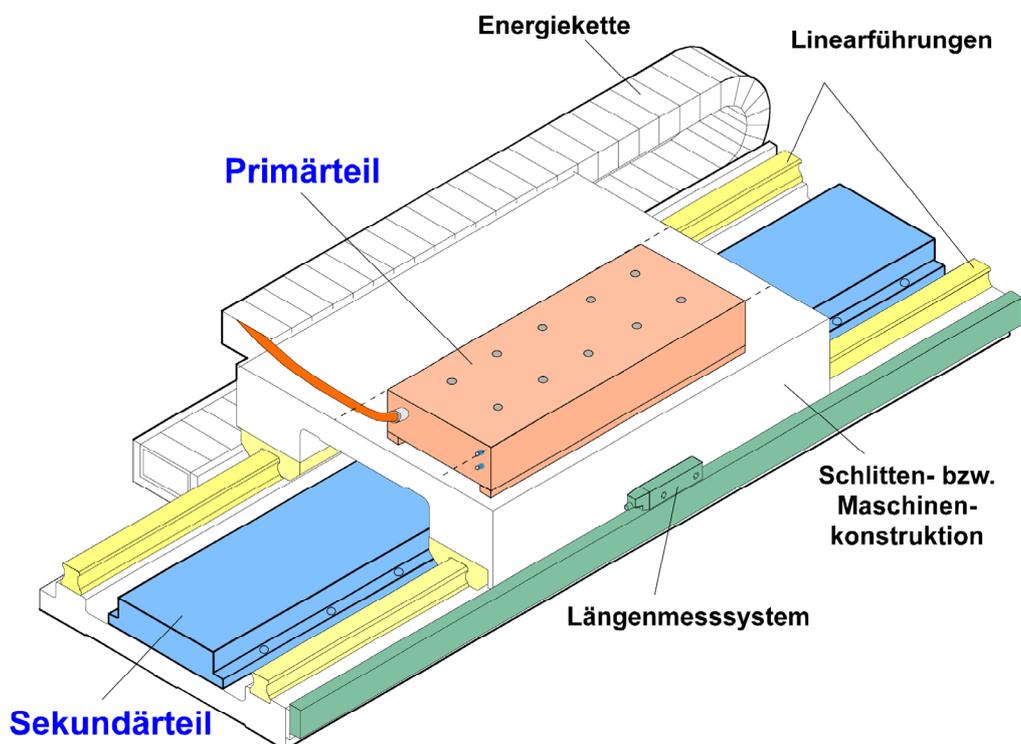


Bild 11.1: Gesamtansicht des Linearantriebs (schematisch) (mit freundlicher Genehmigung der Firma Bosch Rexroth – Indramat).

11.1 Beschreibung des Versuchsstandes

Der Versuchsaufbau ist in den Bildern 11.2 – 11.5 dargestellt. Es handelt sich um einen Synchronlinear-Linearmotor Typ LSF080 der Firma *Bosch-Rexroth-Indramat* mit einer Aktiveisenbreite des Antriebs von 80 mm. Das Permanentmagnet-Sekundärteil ist austauschbar. Es wurden verschiedene Sekundärteile angefertigt: Wahlweise kann das Permanentmagnetsekundärteil gegen die massiven Sekundärteil getauscht werden. Auf diese Weise kann zwischen asynchronem Betrieb bei Verwendung der massiven Sekundärteile und synchronem Betrieb mit Einsatz des permanentmagneterregten Sekundärteils gewählt werden. Es ergeben sich drei Varianten:

- a) Massive Eisenplatte als Modell für die Fahrschiene.
- b) Massive Aluminiumplatte auf einer Eisenplatte als Modell für einen Linearantrieb, ähnlich MK II (Bild 1.3, Tab. 1.2).
- c) Permanentmagnete auf einem geblechten Eisenrückschluss zu Vergleichszwecken für a) und b).

Bild 11.2 zeigt die verschiedenen Sekundärteile. Links ist die Aluminiumplatte mit Eisenrückschluss gezeigt, in der Mitte die massive Eisenplatte und rechts das Permanentmagnetsekundärteil.

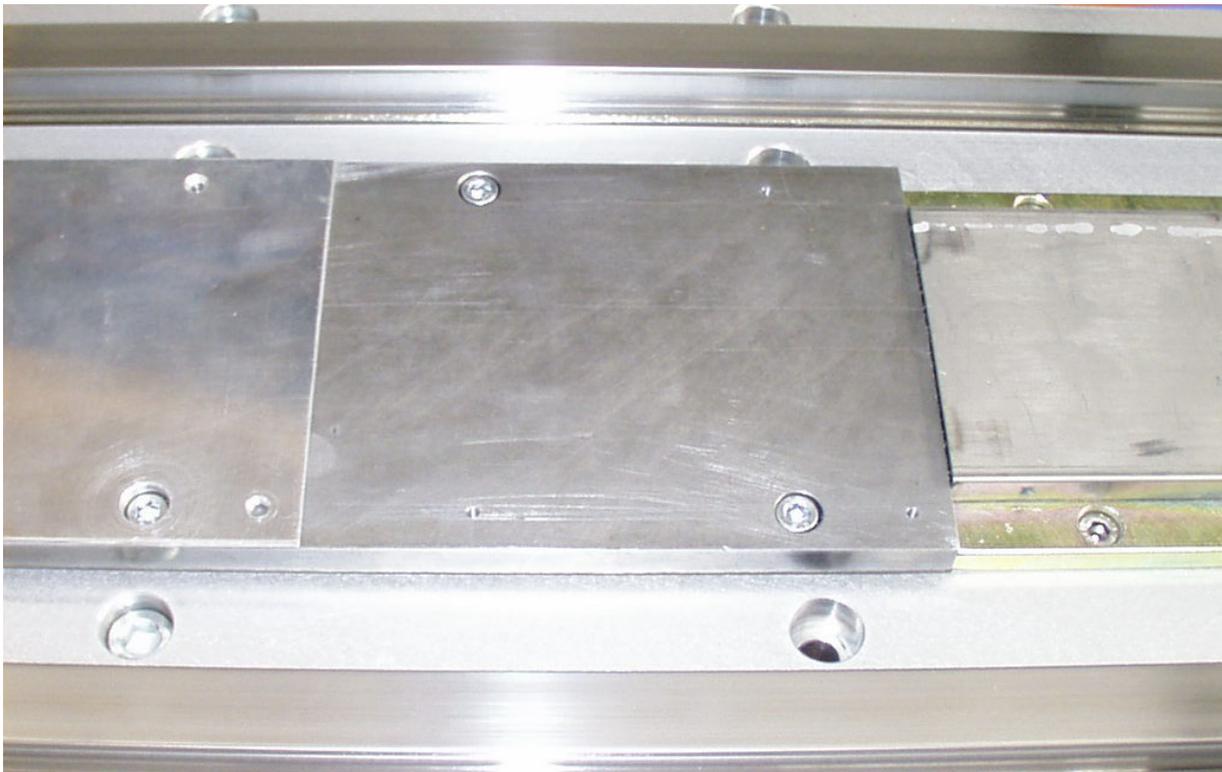


Bild 11.2: Verschiedene Sekundärteile von links nach rechts: Aluminiumplatte mit Eisenrückschluss, massive Eisenplatte, Permanentmagnete; die Luftspaltweite ist einstellbar.

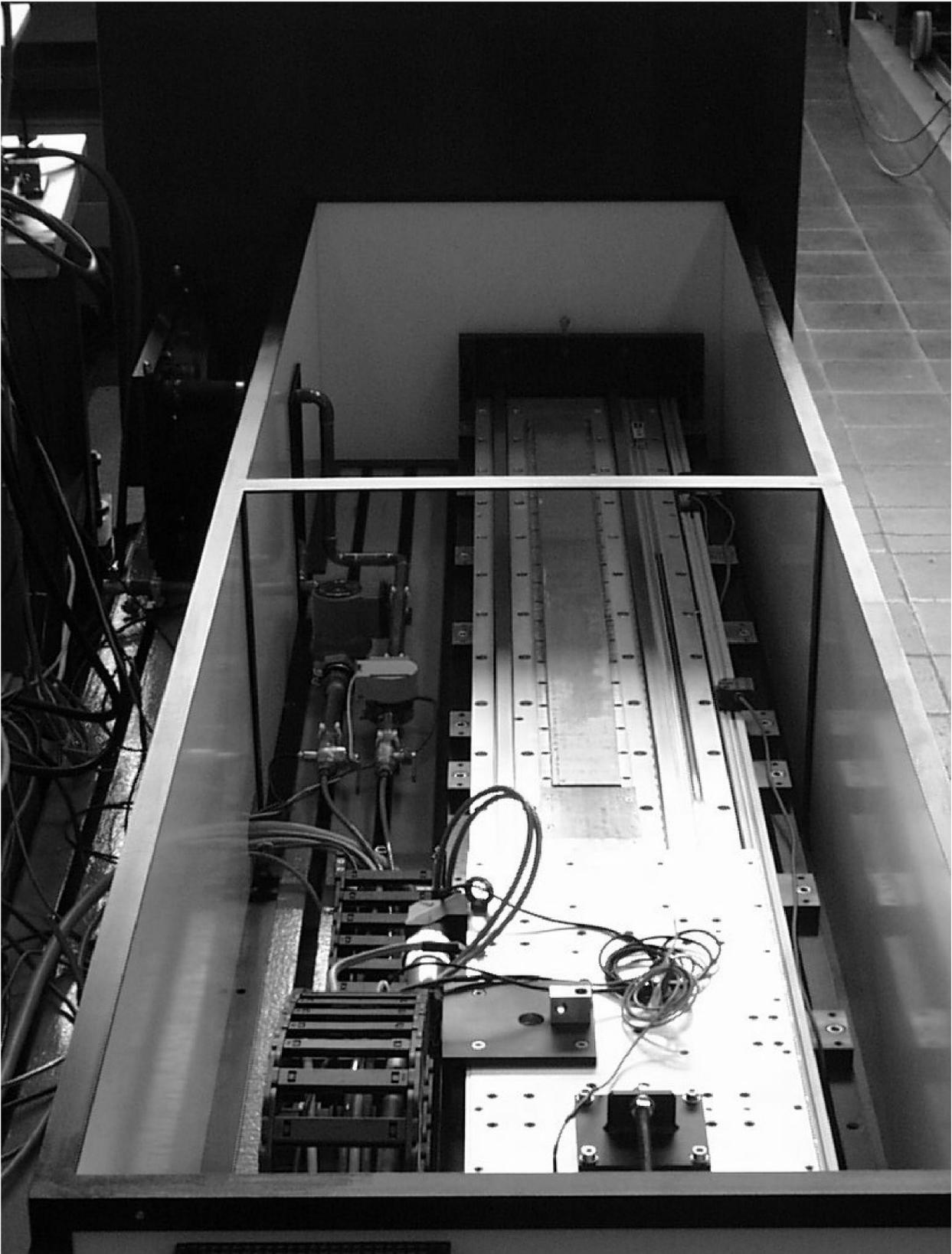


Bild 11.3: Linearmotorversuchstand. Zu sehen ist der 3m lange Verfahrweg. Im Vordergrund der Linearmotorschlitten, links die Energiekette. Dahinter links die Kühlmittelpumpe und die Kühlleitungen.

Den gesamten Aufbau zeigt Bild 11.3. Gezeigt ist der drei Meter lange Verfahrensweg mit den Linearführungsschienen. Zwischen den beiden Führungsschienen ist das Sekundärteil befestigt. Am unteren Bildrand ist der Linearmotorschlitten zu erkennen. Links von der Linearmotoranordnung erkennt man die Energieführungskette. In ihr sind die Zuleitungen sowohl für den elektrischen Anschluss, als auch für die notwendige Wasserkühlung des Primärteils geführt. Um während des Betriebs den Berührungsschutz sicher zu stellen, ist der Antrieb von einer Schutzhaube umgeben.

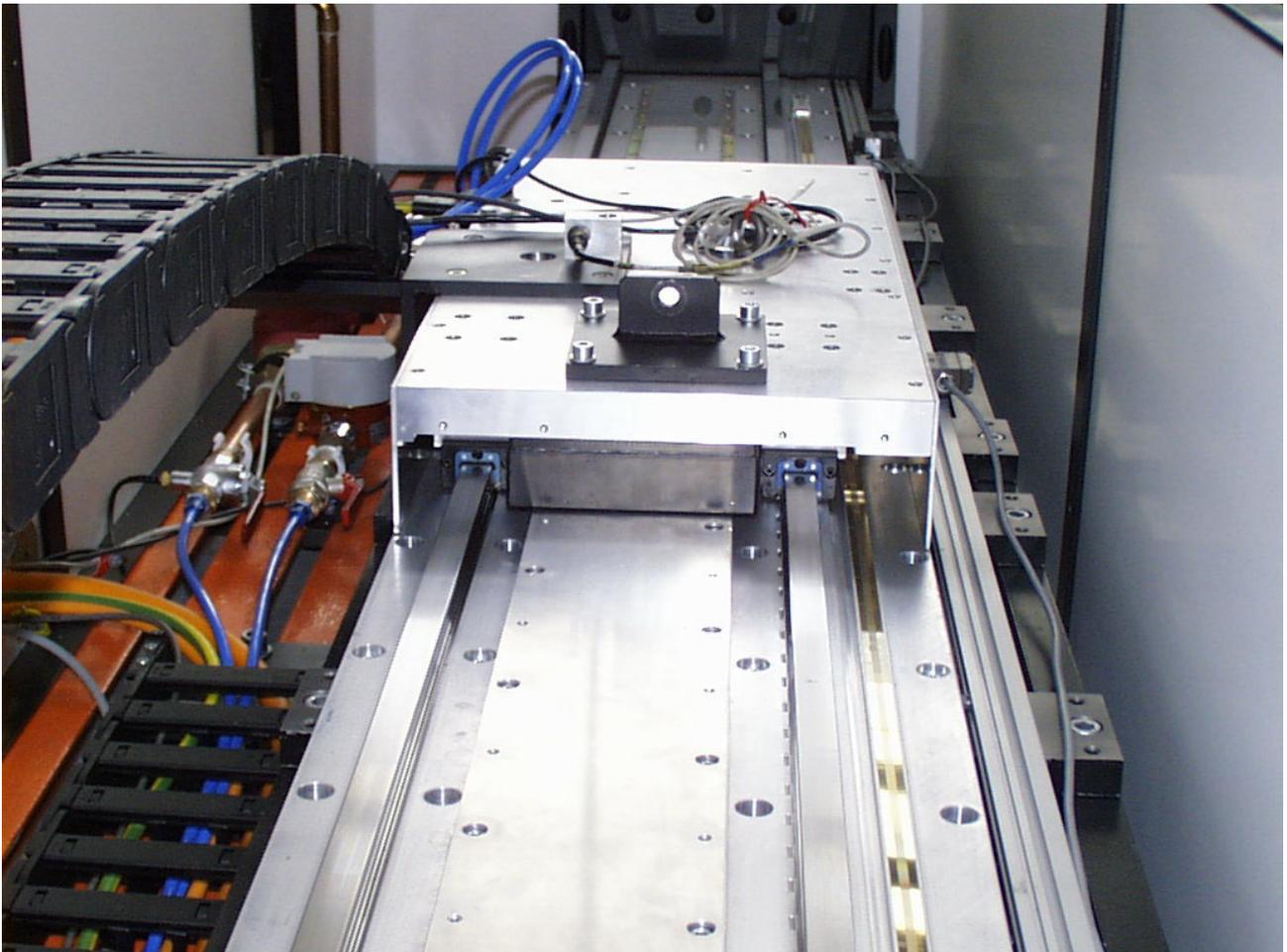


Bild 11.4: Linearmotorschlitten mit Linearmotor-Primärteil und der Führung des Schlittens auf der Grundplatte rechts und links vom Sekundärteil.

Bild 11.4 zeigt die Detailansichten des Linearmotorschlittens. In der Mitte ist das feststehende Sekundärteil zu erkennen. Darüber ist der Linearmotor angeordnet. Er ist am Tischeil befestigt und wird über die Linearführungen links und rechts vom Sekundärteil geführt. Neben der rechten Linearführungsschiene ist das Längenmesssystem zu erkennen, das von der Antriebssteuerung zur Positionsbestimmung eingesetzt wird. Es handelt sich um ein inkrementelles, abstandskodiertes Messsystem. Inkrementelle Messsystemen können nur relative Positionsänderungen bezüglich eines Punktes liefern. Im Gegensatz zu absoluten Systemen benötigen sie einen Referenzpunkt, um einen Bezug zu festen Punkten im Raum herzustellen. Das hier eingesetzte Messsystem besitzt neben der eigentlichen Messspur eine zweite Spur. Diese abstandskodierte Messspur ermöglicht es dem System,

nach Überfahren von zwei aufeinanderfolgenden Abstandsmarken, die absolute Position des Systems festzustellen. Sämtliche Informationen werden dem sogenannten Antriebsregelgerät übermittelt (Bild 11.6).

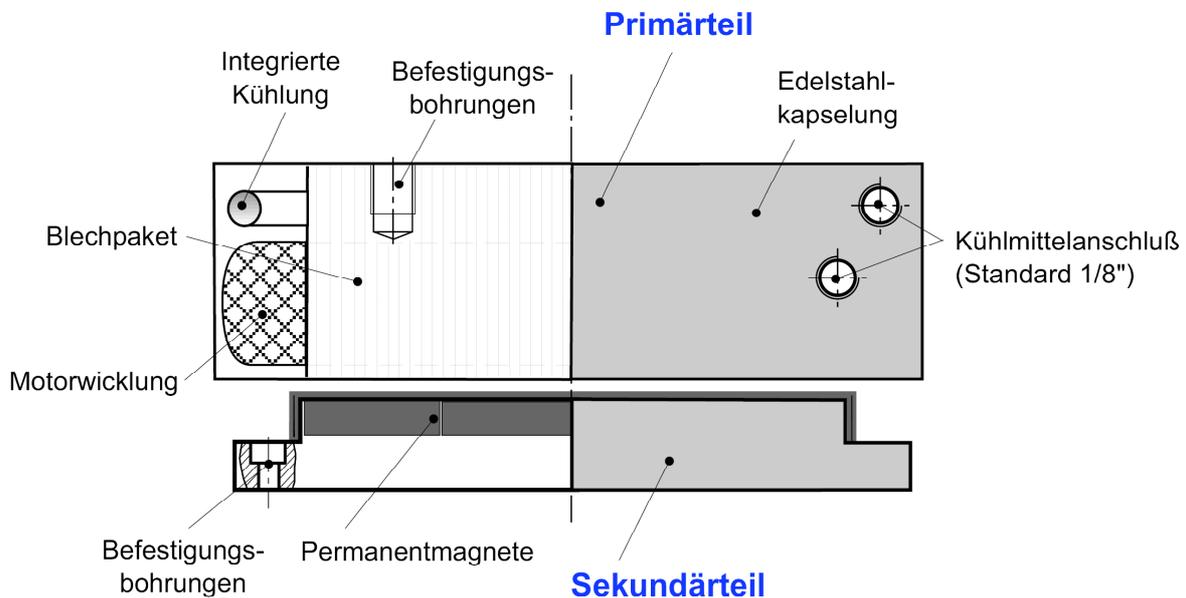


Bild 11.5: Schnitt durch Primär- und Sekundärteil des Linearmotors.

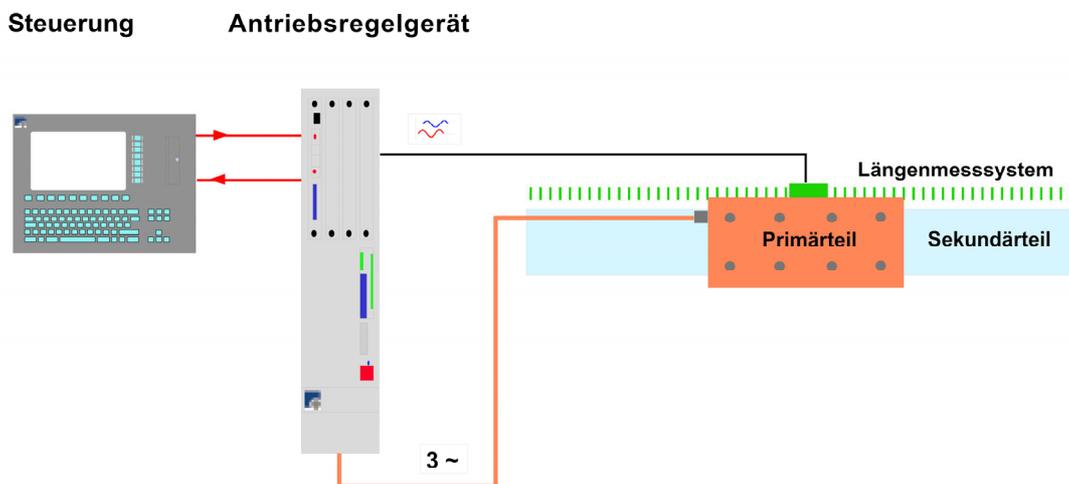


Bild 11.6: Zusammenwirken von Steuerung, Antriebsregelgerät und Linearmotor.

Das Antriebssteuergerät übernimmt sowohl die Leistungsversorgung als auch die Steuerung des kompletten Antriebs. Auf die Steuerung kann über ein Monitorprogramm von einem PC zugegriffen werden. Der Netzanschluss des Regelgeräts wird dreisträngig am 400V-Netz vorgenommen. Die Zwischenkreisspannung U_d des Antriebs beträgt demnach maximal:

$$U_d = \sqrt{2} \cdot \sqrt{3} \cdot \frac{3}{\pi} \cdot 230\text{V} = 540\text{V} \quad (11.1)$$

Der Antrieb ist in einem Schnitt in Bild 11.5 dargestellt. Unten ist das Sekundärteil mit den Permanentmagneten zu erkennen. Über dem Sekundärteil angeordnet ist das Primärteil. Zu erkennen ist die gekapselte Ausführung des Motors mit den Kühlmittelanschlüssen, der integrierten Kühlung und der Wicklung, deren Wickelkopf über den Permanentmagnetbereich des Sekundärteils hinausragt. Tabelle 11.1. fasst die wichtigsten Daten des Synchron-Linearmotors zusammen.

Tabelle 11.1: Daten des Linearmotorversuchsstands bei Anwendung als PM-Synchron-Linearmotor.

Bezeichnung	Symbol	Einheit	Daten
Primärteiltyp Standardkapselung			LSP080L-RU2-BN
Maximalkraft	F_{\max}	N	3.500
Dauernennkraft	F_d	N	1.750
Maximalstrom ²⁾	i_{\max}	A	55
Dauernennstrom ^{1, 2)}	i_{dN}	A	20,8
Maximalgeschwindigkeit mit F_{\max} ³⁾	$v_{F\max}$	m/s	2,1
Nenngeschwindigkeit ³⁾	V_N	m/s	4
Anziehungskraft	F_N	N	10.200
Masse Primärteil	m_p	kg	17
Masse Sekundärteil	m_s	kg/m	14,6
Nennluftspalt	δ	mm	1,4
Zwischenkreisspannung	U_d	V	540
Länge Primärteil	l_p	mm	545
Breite Primärteil	l_p	mm	150
Länge Sekundärteil	$l_{s,ges}$	mm	2700
Breite Sekundärteile	$b_{s,ges}$	mm	80
¹⁾ Bei Flüssigkeitskühlung (Kühlmittel Wasser, Vorlauftemperatur 30 °C), Wicklungstemperatur 135 °C, Nennluftspalt und Motorstillstand ²⁾ Angaben in Scheitelwerten ³⁾ Zwischen Primär- und Sekundärteil bei Nennluftspalt, Primärteil unbestromt			

11.2 Kraftmessungen im Stillstand beim Synchron-Linearmotor

Am festgebremsten Motor wurden Messungen zur Kraftentwicklung im Stillstand in Abhängigkeit des speisenden Primärstroms durchgeführt und diese Messungen mit den Berechnungen verglichen. Mit den vorliegenden Motordaten wurde der Motor mit dem Berechnungsprogramm PC-BDC-5.00 (SPEED) von der University of Glasgow berechnet.

Bild 11.7 zeigt die Flussdichteverteilung im Luftspalt, hervorgerufen durch die Permanentmagnete, über ein Polpaar. Gemessen wurde in der Mitte des Luftspalts. Eingezeichnet ist zusätzlich die Grundwelle, wie sie aus der *Fourier*-Analyse der gemessenen Verteilung ermittelt wird. Sie wurde mit den nachfolgenden Formeln auch aus den Motordaten ermittelt. Deutlich erkennbar sind im gemessenen Flussdichteverlauf die

Einbrüche der Flussdichte in äquidistanten Abständen, die der Nutteilung der Maschine entsprechen und durch die Nutöffnungen verursacht sind.

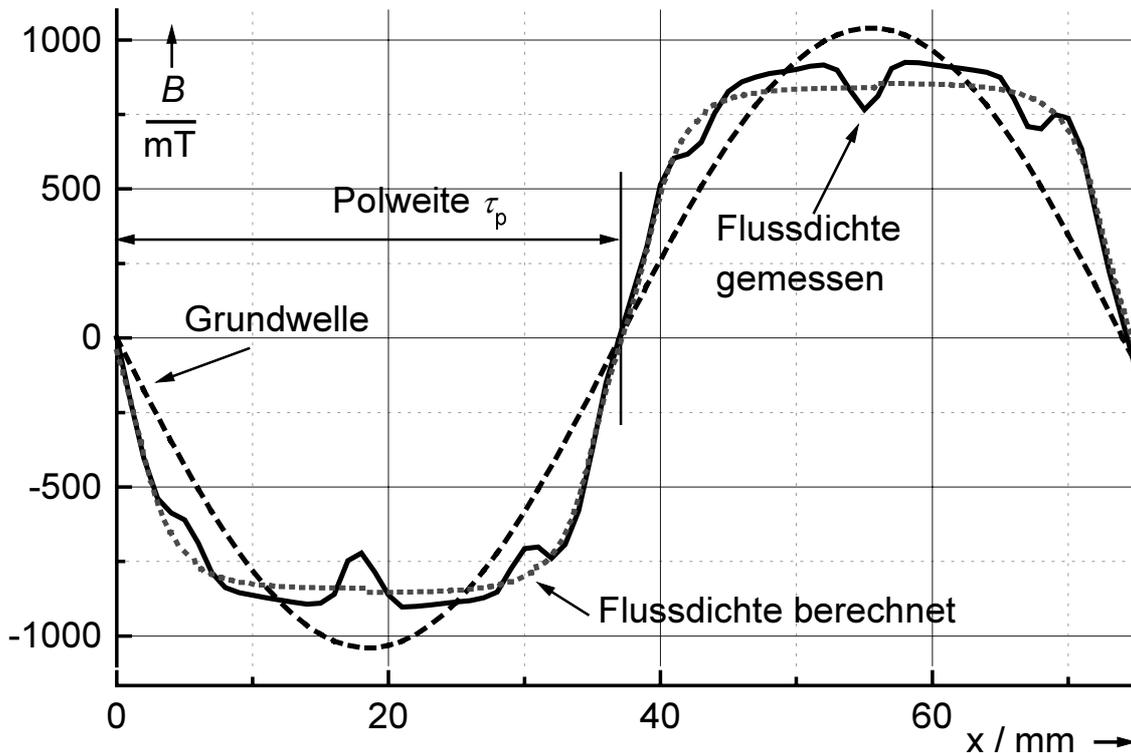


Bild 11.7: Gemessene und berechnete Luftspaltflussdichte, ermittelt über zwei Polteilungen.

Die Luftspaltflussdichte lässt sich aus der Kraft F , dem Ankerstrombelag A , der Fläche A_{mot} und dem Wicklungsfaktor k_w abschätzen (Gl. 11.1). Sie lässt sich auch bei bekannter Magnethöhe h_m , dem Luftspalt δ , der Dicke der Abdeckung d und der Remanenzflussdichte B_R der Magnete bei bekannten Geometriedaten der Maschine nach Gl. 11.2 bestimmen.

$$F = A \cdot A_{\text{mot}} \cdot B_{\delta(1)} \cdot \frac{k_w}{\sqrt{2}} \quad (11.1)$$

$$B_{\delta} = \frac{h_m}{k_c (h_m + \delta + d)} \cdot B_R \quad (11.2)$$

Für reine Grundwellenbetrachtung sind die Berechnungsergebnisse in Tab. 11.2 dargestellt.

Tabelle 11.2: Daten für Nennbetrieb bei reiner Grundwellenbetrachtung (Gl. 11.1).

Aus den Wicklungsdaten errechneter Strombelag A	820 A /cm	Motoraktivfläche A_{mot}	33.000 mm ²
Wicklungsfaktor k_w	1	Dauernennkraft F_n	1750 N
Errechnete Grundwellenflussdichte $B_{\delta(1)}$	0.92 T		

Für die Kraftmessungen im Stillstand wurde der Linearmotorschlitten über einen Kraftaufnehmer festgehalten (Bild 11.8) und der Primärstrom im Bereich $I_{\text{eff}} = 0 \dots 40 \text{ A}$ variiert. Positionsabhängig stellen sich in allen 3 Strängen der Maschine Gleichströme ein, aus denen der Effektivwert des Primärstroms zu ermitteln ist. Bild 11.8 zeigt den gemessenen Kraftverlauf in Abhängigkeit des Effektivwertes des Primärstroms. Eingetragen sind sowohl die Ergebnisse der Messung als auch die Berechnungsergebnisse aus den Berechnungen mit dem Programm PC-BDC-5.00 (SPEED).

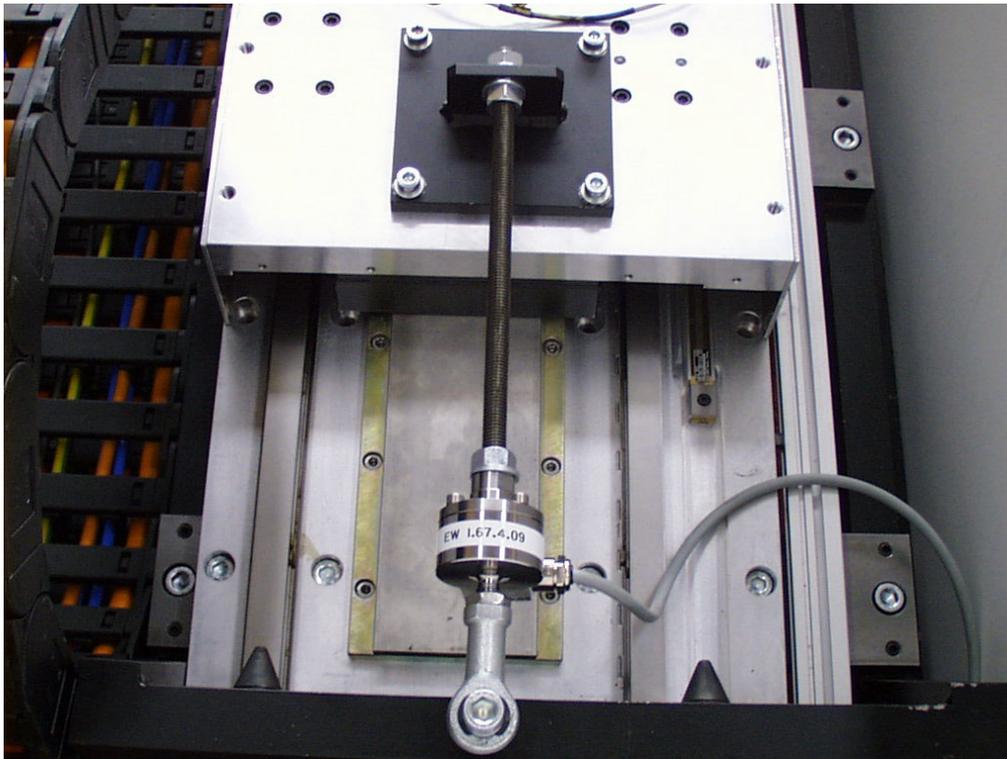


Bild 11.8: Stillstandsmessung der Tangentialkraft mit einem Kraftsensor Typ U2A HBM.

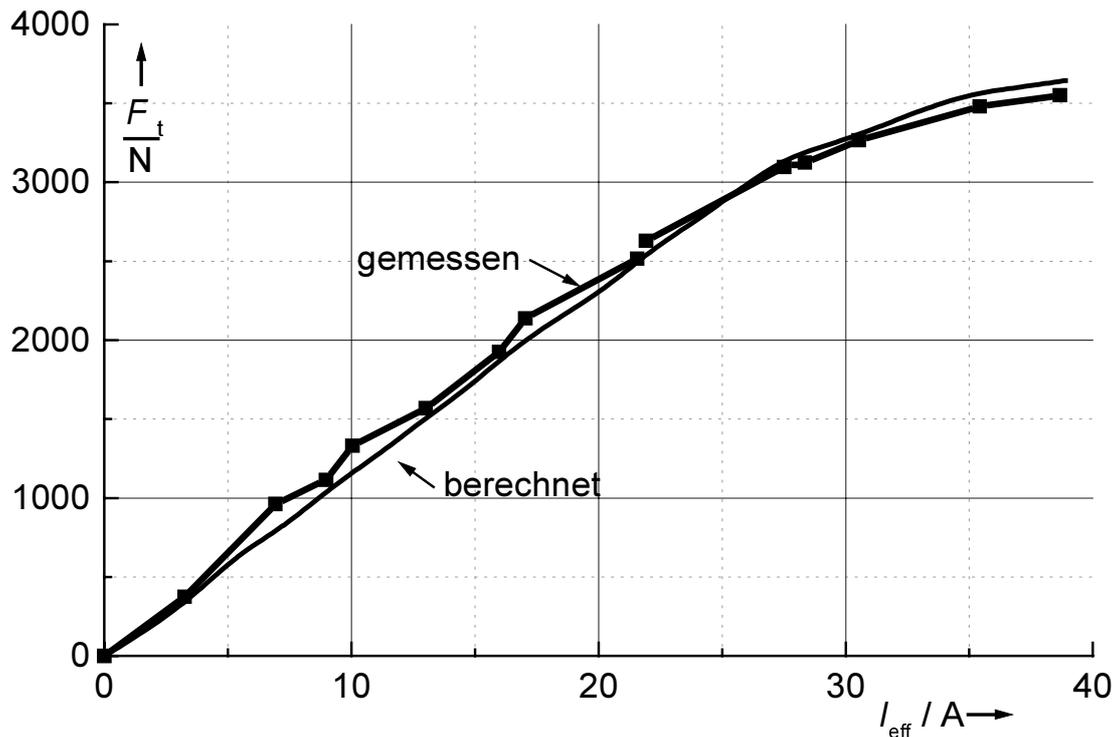


Bild 11.9: Berechnete und gemessene Tangentialkraft in Abhängigkeit des Primärstroms. Stillstand des PM-Synchron-Linearmotors.

11.3 Stillstandsmessungen am Asynchron-Linearmotor

Um einen Vergleich zwischen Synchronlinearmotor und Asynchronlinearmotor zu liefern, wird der Linearmotor im folgenden als Asynchronlinearmotor betrieben. Das permanentmagneterregte Sekundärteil wird hierzu durch zwei unterschiedliche massive Reaktionsschienen ausgetauscht. Zum Einsatz kamen eine massive Reaktionsschiene aus Eisen, sowie eine Reaktionsschiene mit 2 mm dicker Aluminiumplatte und Eisenrückschluss (Bild 11.2).

Die gemessene Tangentialkraft für einen Nennluftspalt $\delta_{\text{mech}} = 1,4 \text{ mm}$ ist für variable Primärströme sowohl für die Aluminiumplatte mit Eisenrückschluss, als auch für die massive Eisenplatte in den Bildern 11.11 - 11.12 über der Schlupffrequenz aufgetragen. Im Vergleich zu der Synchronvariante lassen sich bei der Variante mit massiver Eisenplatte als Reaktionsschiene bei gleichem Primärstrom nur um den Faktor 12 kleinere Schubkräfte erzielen. Eine Verbesserung wird durch die Verwendung einer Aluminiumplatte als Reaktionsschiene mit Eisenrückschluss erzielt. Hier werden nur um den Faktor 6 kleinere Kräfte erzielt. Bei beiden Varianten ist erkennbar, dass die Frequenz f_s^* , bei der die maximale Kraft auftritt, bei sehr hohen Werten liegt. Die Maschine wurde stromgespeist betrieben. Für eine einfache Linearmotoranordnung mit Aluminiumschiene als Rückschluss lässt sich die Frequenz, bei der die maximale Kraft auftritt, nach Gleichung 11.3 angeben:

$$f_s^* = \frac{1}{\mu_0 \kappa d 2 \tau_p e^{-\frac{\pi}{\tau_p} \delta} \cosh \frac{\pi}{\tau_p} \delta} \quad (11.3)$$

Mit den Daten des Versuchstands nach Tabelle 11.3 ergibt sich hieraus eine Frequenz $f_s^* = 169 \text{ Hz}$. Da bereits bei Frequenzen $f_s = 40 \dots 60 \text{ Hz}$ die Spannungsgrenze des Umrichters erreicht wurde, waren Messungen bei diesen Frequenzen nicht möglich. Bei Verwendung der Eisenplatte als Reaktionsschiene verschiebt sich die Frequenz f_s^* aufgrund der schlechteren Leitfähigkeit hin zu noch größeren Werten. Den gleichen Einfluss hat die Vergrößerung des Luftspalts, die auch zu einer Vergrößerung der Frequenz f_s^* führt (vgl. Gl. 11.3).

Tabelle 11.3: Daten für die Abschätzung nach Gl. 11.3.

Dicke der Aluminiumplatte d	2 mm	Elektrische Leitfähigkeit der Aluminiumplatte κ	$35 \cdot 10^6 \text{ S/m}$
Polteilung τ_p	37,5 mm	Luftspaltweite δ_{mech}	1,4 mm

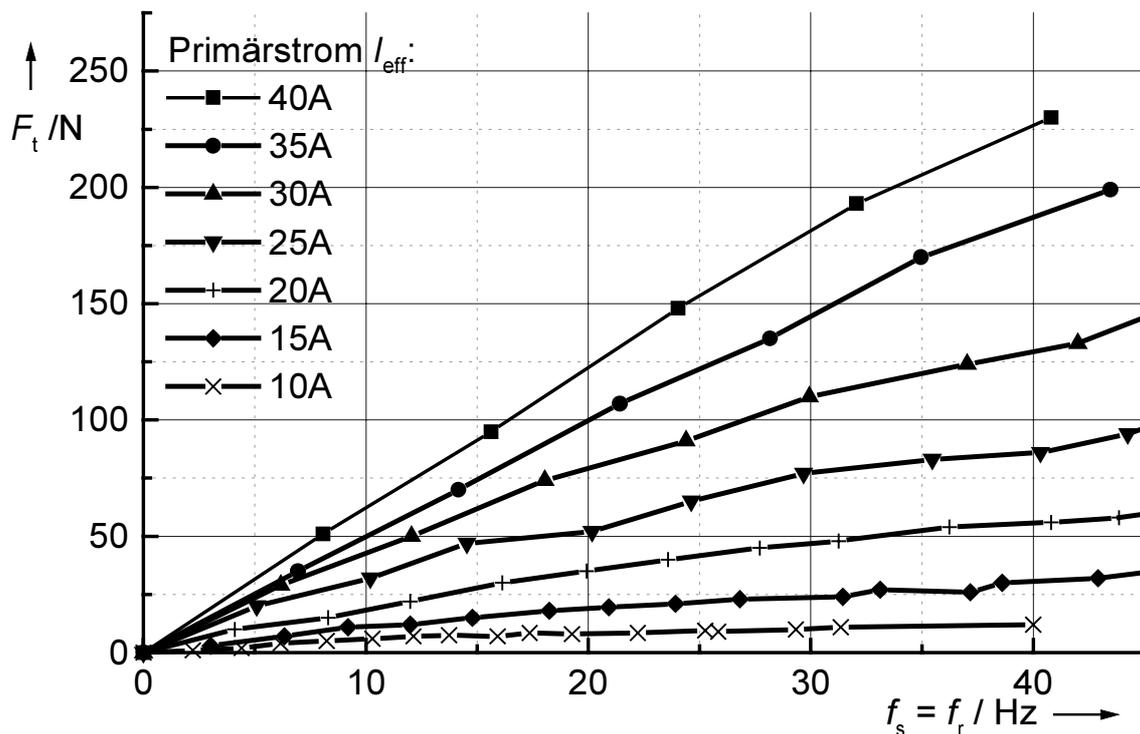


Bild 11.10: Gemessene Tangentialkraft in Abhängigkeit der Schlupffrequenz bei verschiedenen Primärströmen im Stillstand. Massive Eisenplatte als Rückschluss.

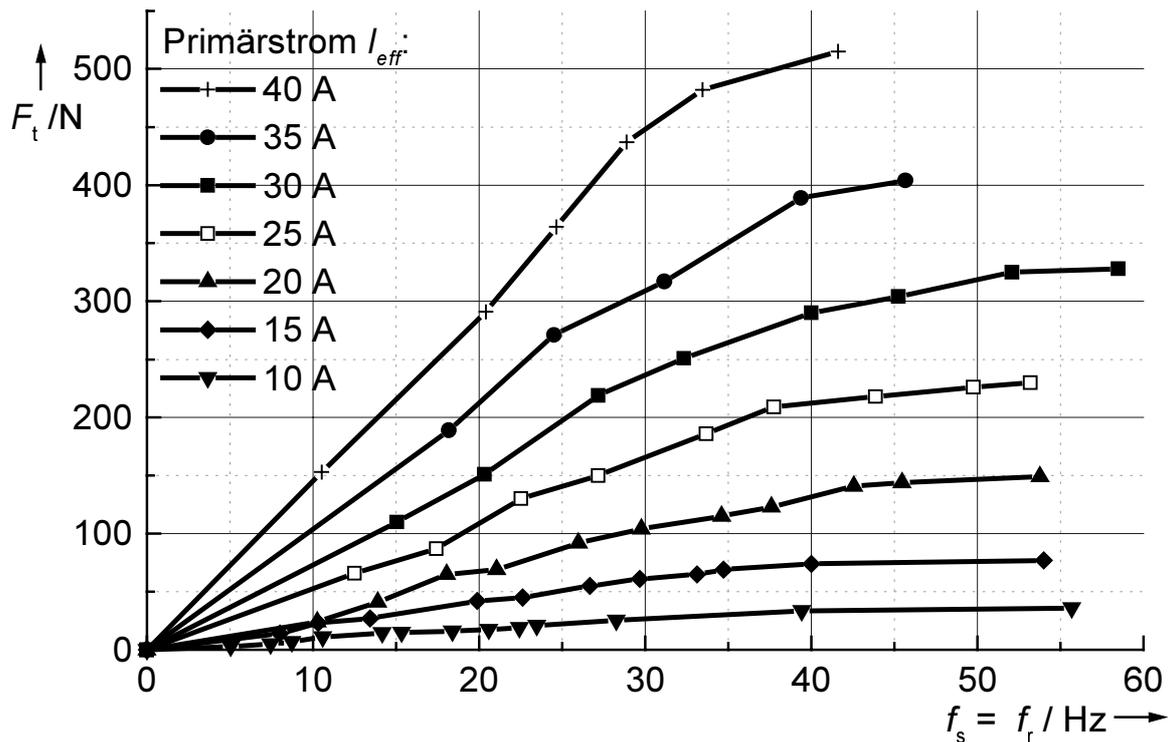


Bild 11.11: Gemessene Tangentialkraft in Abhängigkeit der Schlupffrequenz bei verschiedenen Primärströmen im Stillstand. 2 mm dicke Aluminiumplatte mit Eisen als Rückschluss.

Beachtung zu schenken ist der Tatsache, dass die hier aufgetragenen Kräfte neben einem Gleichanteil noch jeweils einen pulsierenden Anteil doppelter Speisefrequenz aufweisen. Wie in Kapitel 3 beschrieben, ist bei Linearmotoren dem Wanderfeld in den Endpolbereichen ein Wechselfeld überlagert, was die in Bild 11.12 dargestellte Pulsation der Kraft hervorruft. Bei den Stillstandsmessungen der Synchronmaschine tritt dieser Effekt nicht auf, da hier kein Wanderfeld erzeugt wird. Bild 11.13 zeigt den zeitlichen Verlauf der Kraft für den Messpunkt mit einem Primärstrom $I_{\text{eff}} = 30 \text{ A}$ bei einer Speisefrequenz von $f_s = 37 \text{ Hz}$, wie er auch in Bild 11.10 aufgenommen wurde. Die Kraft pulsiert mit der zweifachen Speisefrequenz $f_{\text{puls}} = 2 f_s = 74 \text{ Hz}$ um den Gleichanteil von $F_t = 125 \text{ N}$.

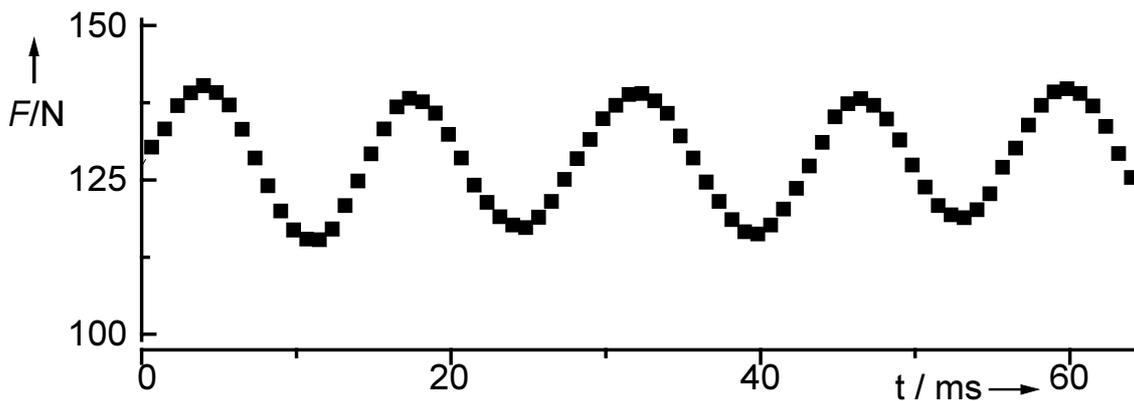


Bild 11.12: Zeitlicher Verlauf der Kraft im Stillstand. Massive Eisenplatte als Rückschluss, $I_{\text{eff}} = 30$ A.

11.4 Vergleich von gemessener und berechneter Kraft im Stillstand des Asynchron-Linearmotors.

Zum Abschluss der Kraftmessung beim stillstehenden Asynchronmotor wurden diese Messungen mit den Ergebnissen aus der analytischen Berechnung verglichen. Die Daten für die analytische Berechnung sind in Tabelle 11.4 zusammengefasst. Die Permeabilität wurde als konstant angenommen. Das Problem bei der Berechnung der Kräfte liegt hier in der Wahl der sättigungsabhängigen Permeabilität. Konnte bei dem Vergleich analytischer und numerischer Berechnung die Permeabilität aus den numerischen Berechnungen abgeleitet werden, wobei aufgrund der sehr hohen Sättigung der Linear-Booster, die Permeabilität klein war, muss hier eine eigene Magnetkreisberechnung durchgeführt werden, um exakte Ergebnisse zu finden. In Bild 11.10 wurde die Permeabilität für alle drei Primärströme gleich gehalten wodurch es zu Abweichungen zwischen gemessenen und berechneten Kraftverläufen kommt.

Tabelle 11.4: Daten für analytische Berechnung.

Anzahl der Pole $2p$	12	Elektrische Leitfähigkeit des massiven Rückschlusses κ	$5 \cdot 10^6$ S/m
Polteilung τ_p	37,5 mm	Luftspaltweite δ_{mech}	1,4 mm
Aktiveisenbreite b	80 mm	Relative Permeabilität μ_r	1000

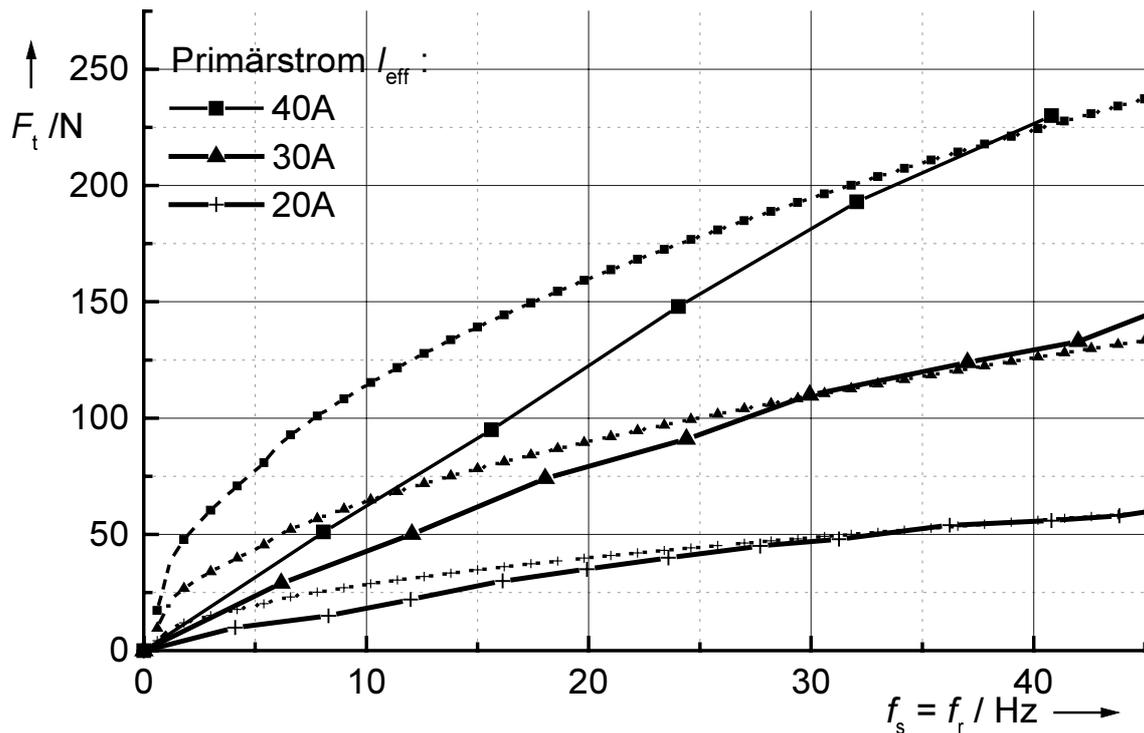


Bild 11.13: Vergleich gemessener und berechneter Tangentialkraft in Abhängigkeit der Schlupffrequenz bei verschiedenen Primärströmen im Stillstand. Massive Eisenplatte als Rückschluss.

Fazit

Die Labormessungen zeigen, dass mit dem verwendeten PM-Synchron-Linearmotor Tangentialkräfte von maximal 3500 N erzeugt werden können. Der asynchrone Linearmotor mit Aluminiumplatte und Eisenrückschluss erreicht Tangentialkräfte von maximal 500 N und liegt damit um Faktor 7 schlechter als der PM-Synchron-Linearmotor. Der asynchrone Linearmotor mit massivem Eisenrückschluss erreicht Werte von nur 220 N. Der Synchron-Linearmotor ist dem Asynchron-Linearmotor damit klar überlegen. Wenn es die Einbausituation zulässt, ist der Synchron-Linearmotor dem Asynchron-Linearmotor daher vorzuziehen. Beim TRANSRAPID ist dies realisiert. Bei Luftspaltweiten $\delta > 10$ mm stellt der Synchron-Linearmotor hier die einzige Möglichkeit dar, das Fahrzeug anzutreiben.

12 Schlussbetrachtung

In Zusammenarbeit mit der *Deutschen Bahn AG* wurden die Einsatzmöglichkeiten von Linear-Boostern im Rad-Schiene-System untersucht. Dabei wurde zunächst davon ausgegangen, die beim *ICE 3* eingesetzte Wirbelstrombremse in ihren Funktionen zu erweitern. Es wurden Konzepte untersucht, die nicht nur **Bremskräfte** berührungslos auf die Schiene übertragen (dieses Konzept ist bereits mit der Wirbelstrombremse verwirklicht), sondern auch **Schubkräfte** kraftschlussunabhängig übertragen und durch zusätzliche **Normalkräfte** die Radaufstandskräfte erhöhen. Durch die Erhöhung der Radaufstandskraft sollen zwei Ziele verfolgt werden: Bei Lokomotiven soll die **Kraftschlussausnutzung** verbessert werden. Ein zu hoher Schlupf zwischen antreibendem Rad und Schiene soll vermieden werden, da dieser zu einem Kraftschlussverfall führt. Bei leichten, führenden Endfahrzeugen soll durch die erhöhte Radaufstandskraft die **Seitenwindstabilität** verbessert werden. Die Normalkraft des Linear-Boosters wirkt hier der Radentlastung durch starken Seitenwind entgegen und ermöglicht es dadurch, ohne die sonst übliche betriebsbedingte Reduzierung der Fahrgeschwindigkeit, den Fahrbetrieb aufrecht zu erhalten. Unterhalb des Typenpunktes von Lokomotiven (typisch $v < 85$ km/h) wurden verschiedene Linear-Booster-Konzepte als **Anfahrhilfe** untersucht, um bei schlechten Witterungsbedingungen mit vermindertem **Kraftschlussbeiwert** den Zugverband sicher anfahren zu können oder an steilen **Rampen** auf zusätzliche Schublokomotiven verzichten zu können. Alle vorgestellten Linearkonzepte sind zum Einbau in das Drehgestell von Schienenfahrzeugen vorgesehen. Sie unterscheiden sich in der Art des verwendeten Sekundärteils und in der elektrischen Versorgung der Maschinen. Die beiden **Asynchron-Linear-Booster-Varianten** benötigen zur Versorgung ein **Drehstromsystem**, das **DC-Aktuator-Konzept** benötigt lediglich einen **Gleichstromsteller**. Der vorgestellte Asynchron-Linear-Booster mit der Fahrschiene als Reaktionsschiene kann im gesamten Streckennetz der *DB AG* eingesetzt werden. Er wird von einem zusätzlichen Wechselrichter versorgt und ist im Drehgestell zwischen den beiden Radsätzen direkt über der Schiene angeordnet. Es müssen zu jeder Zeit die Einbaumaße der Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung (EBO) eingehalten werden. Aufgrund der engen Einbauverhältnisse wurde daher für diese Variante eine Bruchlochwicklung mit gebrochener Anzahl der Spulen je Pol und Strang $q = 0,5$ gewählt. Die Wickelkopfausladung wurde dadurch gering gehalten, sodass die Aktiveisenbreite mit 65 mm möglichst groß gewählt werden konnte. Aufgrund des hohen mechanischen Luftspalts von $\delta = 4,5$ mm im eingeschalteten Zustand, der geringen Aktivfläche des Boosters und der schlechten Magnetisierbarkeit der Fahrschiene wird mit dieser Variante keine signifikante Verbesserung der übertragbaren Zugkräfte erreicht. Es wird eine Erhöhung der Zugkräfte um etwa 5 % bei einem Kraftschlussbeiwert $f_x = 0,25$ erreicht. Die Maschine muss für Dauerbetrieb jedoch mit einer Flüssigkeitskühlung ausgestattet werden und benötigt einen Wechselrichter in Drehstromtechnik, der zusätzlich auf dem Schienenfahrzeug installiert werden muss. Der Asynchron-Linear-Booster mit zusätzlichem Sekundärteil im Gleis kann ohne verkürzte Wickelkopfausladung ausgeführt werden. Das Primärteil befindet sich nun im Drehgestell zwischen den beiden Fahrschienen. Aufgrund des zusätzlichen Sekundärteils beschränkt sich diese Anwendung nur auf kurze Sonderstrecken, auf denen das Sekundärteil zu verlegen ist. In der Arbeit wurde hierzu ein Teilstück zwischen *Amstetten* und *Geislingen* mit einer durchschnittlichen Rampenneigung von 22‰ untersucht. Der Zugkraftgewinn bei einem gegebenen Kraftschlussbeiwert von

$f_x = 0,25$ liegt bei dieser Variante bei 20 %. Auch hier muss entweder ein zusätzlicher Wechselrichter auf der Lokomotive installiert werden oder der vorhandene Traktionswechselrichter durch Reihen- oder Parallelschaltung von Traktionsmotor und Linearmaschine genutzt werden. Ein Eingriff in das bestehende System Traktionswechselrichter-Traktionsmotor ist sehr schwierig. Durch den sich ständig ändernden Luftspalt der Linearmaschine ändern sich zwangsläufig die Induktivitäten des Antriebsstrangs, was zu Probleme führen kann. Ein eigener Wechselrichter wird daher auch hier einzusetzen sein. Die DC-Linear-Booster-Variante erhöht nur die Radaufstandskräfte der Lokomotive. Dies reicht jedoch aus, um unter gleichen Bedingungen wie bei den Asynchronlinearmotorvarianten (Kraftschlussbeiwert $f_x = 0,25$) einen Zugkraftgewinn von 18 % zu erzielen. Die DC-Linear-Booster-Variante ist wie die Asynchron-Linear-Booster-Variante mit der Fahrschiene als Reaktionsschiene im Drehgestell zwischen den beiden Radsätzen direkt über der Schiene angeordnet. Zur Deckung der Stromwärmeverluste reicht ein Gleichstromsteller aus. Die Versorgung aus der Zugsammelschiene ist möglich. Sie nutzt die Fahrschiene als Sekundärteil und kann daher im gesamten Streckennetz eingesetzt werden. Die DC-Linear-Booster-Variante stellt damit die günstigste der drei untersuchten Varianten dar. Zusätzlich ist es mit dieser Variante möglich, auch im hohen Geschwindigkeitsbereich ($v > 160$ km/h) Normalkräfte zu erzeugen, die zur Seitenwindstabilisierung von leichten, führenden Endfahrzeugen genutzt werden können. Die Asynchron-Linear-Booster-Variante mit der Fahrschiene als Reaktionsschiene führt nur dann zu brauchbaren Zugkraftverbesserungen, falls es gelingt, Schienenwerkstoffe zu entwickeln, die sowohl aus mechanischer Sicht den Belastungen im Schienenverkehr gewachsen sind, als auch gute elektrische Eigenschaften wie Magnetisierbarkeit und elektrische Leitfähigkeit aufweisen. Der Aufwand hierfür ist jedoch sehr hoch, so dass dies praktisch nicht durchführbar ist. Um die Tauglichkeit der DC-Linear-Booster-Variante abschließend zu klären muss sichergestellt werden, dass die von der Variante erzeugten elektromagnetischen Felder von ihrer Richtung und ihrem Betrag in Bereichen liegen, die Sicherheitseinrichtungen an der Strecke oder im Fahrzeug nicht beeinflussen. Die DC-Linear-Booster-Variante kann dann eine sinnvolle Einrichtung darstellen, Zugkräfte auch bei schlechten Kraftschlussbeiwerten sicher auf die Schiene zu übertragen.

Anhang

A1 Das Biegebalkenmodell

Der Biegebalken der Länge l ist links und rechts eingespannt. Er wird in drei Bereiche I bis III unterteilt (Bild A1.1).

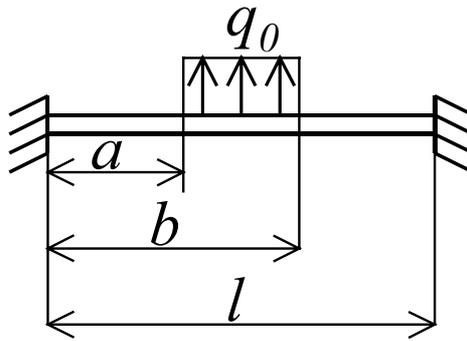


Bild A1.1: Biegebalken unter Streckenlast.

Für die Streckenlast q gilt:

$$q(x) = \begin{cases} 0 & \text{für } 0 \leq x \leq a & \text{Bereich I} \\ -q_0 & \text{für } a \leq x \leq b & \text{Bereich II} \\ 0 & \text{für } b \leq x \leq l & \text{Bereich III} \end{cases} \quad . \quad (\text{A1.1})$$

An dieser Stelle wird das FÖPPEL-Symbols eingeführt:

$$\langle x - c \rangle^n = \begin{cases} 0 & \text{für } x < c \\ (x - c)^n & \text{für } x > c \end{cases} \quad . \quad (\text{A1.2})$$

Damit wird die Differentialgleichung der Streckenlast $q(x)$ aufgestellt und integriert:

$$(EI_y w''')'' = q(x) = -q_0 \langle x - a \rangle^0 + q_0 \langle x - b \rangle^0 \quad (\text{A1.3})$$

$$(EI_y w''')' = -Q(x) = -q_0 \langle x - a \rangle + q_0 \langle x - b \rangle + C_1 \quad (\text{A1.4})$$

$$(EI_y w'') = -M(x) = -\frac{1}{2} q_0 \langle x - a \rangle^2 + \frac{1}{2} q_0 \langle x - b \rangle^2 + C_1 x + C_2 \quad (\text{A1.5})$$

$$EI_y w' = -\frac{1}{6} q_0 \langle x - a \rangle^3 + \frac{1}{6} q_0 \langle x - b \rangle^3 + \frac{1}{2} C_1 x^2 + C_2 x + C_3 \quad (\text{A1.6})$$

$$EI_y w = -\frac{1}{24} q_0 \langle x-a \rangle^4 + \frac{1}{24} q_0 \langle x-b \rangle^4 + \frac{1}{6} C_1 x^3 + \frac{1}{2} C_2 x^2 + C_3 x + C_4 \quad (\text{A1.7})$$

E ist der E-Modul und I_y das Flächenträgheitsmoment um die Hauptachse der Schiene. Die Durchbiegung w sowie deren Ableitung ist in den Einspannungen zu Null gesetzt:

$$w'(0) = w(0) = w'(l) = w(l) = 0. \quad (\text{A1.8})$$

Die Bestimmungsgleichung der Durchbiegung w lautet:

$$\begin{aligned} w(x) = \frac{1}{EI_y} & \left(\frac{1}{6} x^3 \left(\frac{q_0}{2l^3} \left((l-b)^4 - (l-a)^4 \right) + \frac{q_0}{l^2} \left((l-b)^3 - (l-a)^3 \right) \right) \right. \\ & + \frac{1}{2} x^2 \left(\frac{q_0}{3l} \left((l-b)^3 - (l-a)^3 \right) - \frac{q_0}{4l^2} \left((l-b)^4 - (l-a)^4 \right) \right) \\ & \left. + \frac{1}{24} q_0 \left(\langle x-b \rangle^4 - \langle x-a \rangle^4 \right) \right) \end{aligned} \quad (\text{A1.9})$$

Für das Biegemoment M ergibt sich:

$$\begin{aligned} M(x) = & -\frac{q_0 x}{2l^3} \left((l-b)^4 - (l-a)^4 \right) - \frac{q_0 x}{l^2} \left((l-b)^3 - (l-a)^3 \right) \\ & - \frac{q_0}{3l} \left((l-b)^3 - (l-a)^3 \right) + \frac{q_0}{4l^2} \left((l-b)^4 - (l-a)^4 \right) \\ & + \frac{q_0}{2} \left(\langle x-a \rangle^2 - \langle x-b \rangle^2 \right) \end{aligned} \quad (\text{A1.10})$$

Die Normalspannung σ im Abstand d von der Hauptachse beträgt:

$$\sigma(x) = \frac{M(x)}{I_y} \cdot d \quad (\text{A1.11})$$

A2 Verwendete Formeln und Ausdrücke

A2.1 Fourier-Reihen-Darstellung

Eine beliebige reelle 2π -periodische Funktion f lässt sich als *Fourier-Reihe* darstellen. Die reelle *Fourier-Reihe* hat die Form:

$$f(x) = \frac{a_0}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} (a_n \cos(nx) + b_n \sin(nx)) \quad . \quad (\text{A2.1})$$

Die Koeffizienten a_n und b_n bestimmen sich zu:

$$a_n = \frac{1}{\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f(x) \cos(nx) dx \quad \text{für } n = 0, 1, 2, \dots \quad (\text{A2.2})$$

$$b_n = \frac{1}{\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f(x) \sin(nx) dx \quad \text{für } n = 1, 2, \dots \quad . \quad (\text{A2.3})$$

In komplexer Schreibweise gilt für die *Fourier-Reihe* [Bur92]:

$$f(x) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} \underline{\alpha}_n \cdot e^{jnx} \quad . \quad (\text{A2.4})$$

Es tritt nur eine komplexwertige Amplitude $\underline{\alpha}_n$ auf:

$$\underline{\alpha}_n = \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f(x) \cdot e^{-jnx} dx \quad . \quad (\text{A2.5})$$

A2.2 Häufig verwendete Umformungen und Ausdrücke

$$\underline{z} \cdot \underline{z}^* = |\underline{z}|^2 \quad (\text{A2.6})$$

$$\cos x = \frac{1}{2} (e^{jx} + e^{-jx}) \quad (\text{A2.7})$$

$$\sin x = \frac{1}{2j} (e^{jx} - e^{-jx}) \quad (\text{A2.8})$$

$$\cosh x = \frac{1}{2} (e^x + e^{-x}) \quad (\text{A2.9})$$

$$\sinh x = \frac{1}{2}(e^x - e^{-x}) \quad (\text{A2.10})$$

A2.3 Magnetische Flussdichten des analytischen Modells im Luftspalt

Für die magnetischen Flussdichten im Luftspalt des Modells nach Kapitel 6 ergeben sich folgende Gleichungen:

$$\underline{B}_x = \sum_n \sum_v \lambda a_n \underline{C}_5 e^{j\left(\omega t - \frac{2\pi}{l} vx\right)} (\sinh \lambda z + \underline{C}_6 \cosh \lambda z) \cos n\pi \frac{y}{L} \quad (\text{A2.11})$$

$$\underline{B}_y = \sum_n \sum_v -j \frac{l}{2L} \frac{n}{v} \lambda a_n \underline{C}_5 e^{j\left(\omega t - \frac{2\pi}{l} vx\right)} (\sinh \lambda z + \underline{C}_6 \cosh \lambda z) \sin n\pi \frac{y}{L} \quad (\text{A2.12})$$

$$\underline{B}_z = \sum_n \sum_v j \frac{l}{2L} \frac{1}{v} \lambda^2 a_n \underline{C}_5 e^{j\left(\omega t - \frac{2\pi}{l} vx\right)} (\cosh \lambda z + \underline{C}_6 \sinh \lambda z) \cos n\pi \frac{y}{L} \quad (\text{A2.13})$$

$$\lambda^2 = \sqrt{\left(v \frac{2\pi}{l}\right)^2 + \left(\frac{n\pi}{L}\right)^2} \quad (\text{A2.14})$$

A2.4 Magnetische Flussdichten des analytischen Modells im Sekundärteil

$$\underline{B}_x = \sum_n \sum_v \underline{\gamma} a_n \underline{C}_5 e^{j\left(\omega t - \frac{2\pi}{l} vx\right)} e^{\underline{\gamma} z} \cos n\pi \frac{y}{L} \quad (\text{A2.15})$$

$$\underline{B}_y = \sum_n \sum_v -j \frac{l}{2\pi} \frac{n}{v} \underline{\gamma} a_n \underline{C}_5 e^{j\left(\omega t - \frac{2\pi}{l} vx\right)} e^{\underline{\gamma} z} \sin n\pi \frac{y}{L} \quad (\text{A2.16})$$

$$\underline{B}_z = \sum_n \sum_v j \frac{l}{2\pi} \frac{1}{v} \underline{\gamma}^2 a_n \underline{C}_5 e^{j\left(\omega t - \frac{2\pi}{l} vx\right)} e^{\underline{\gamma} z} \cos n\pi \frac{y}{L} \quad (\text{A2.17})$$

$$\underline{\gamma} = \sqrt{\lambda^2 + j s_v \omega \kappa \mu_0 \mu_r} \quad (\text{A2.18})$$

A2.5 Konstanten

$$\underline{C}_6 = \frac{\gamma}{\lambda \mu_r} \quad (\text{A2.19})$$

$$\underline{C}_5 = \frac{-j4\sqrt{2}\mu_0 N I_1 k_w}{l[\lambda \sinh \lambda \delta + \frac{\gamma}{\mu_r} \cosh \lambda \delta]} e^{j\frac{\pi}{2m}} \quad (\text{A2.20})$$

Verzeichnis der Formelzeichen

Formelzeichen

A	Vs/m	Magnetisches Vektorpotential
A_{mot}	m ²	Motoraktivfläche
a_r	m	Abstand der inneren Stirnflächen der Räder
b_L	m	Leiterbreite
b_Q	m	Nutbreite
B	T	Magnetische Flussdichte
B_R	T	Remanenzflussdichte
c_0	m/s	Lichtgeschwindigkeit in Vakuum ($2,9979 \cdot 10^8$ m/s)
c	J/(K kg)	Spezifische Wärmekapazität
D	As/m ²	Verschiebungsstromdichte
d_E	mm	Eindringtiefe
d_h	m	Hydraulischer Durchmesser
d_R	mm	Messkreisdurchmesser
E	V/m	Elektrische Feldstärke
E	N/mm ²	Elastizitäts-Modul
f_x	1	Längskraftschlussbeiwert
f	Hz	Frequenz
f	N/m ²	Flächenkraftdichte
F	N	Kraft
F_w	N	Fahrwiderstand
F_x	N	Kraftschlusslängskraft
H	A/m	Magnetische Feldstärke
I	A	Elektrischer Strom
I_y	mm ⁴	Flächenträgheitsmoment um y-Hauptachse
J	A/m ²	Elektrische Stromdichte
j	1	Komplexer Operator $\sqrt{-1}$
k_d	1	Zonenfaktor
k_p	1	Sehnungsfaktor
k_w	1	Wicklungsfaktor
k_R	1	Widerstandserhöhung des Einzelleiters bei Stromverdrängung
k_m	1	Mittlere Widerstandserhöhung bei Stromverdrängung
l_m	m	Länge der Maschine
l_S	m	Primärteillänge
l_L	m	Lückenlänge
$L_{\text{r}\sigma}$	H	Sekundärteilstreuinduktivität
M	Nm	Biegemoment
m	1	Strangzahl
m	kg	Masse
n	1/min	Drehzahl
N_c	1	Spulenwindungszahl

P_{Fe}	W	Eisenverluste
p	1	Polpaarzahl
q	1	Nuten je Pol und Strang
Q_{Rad}	N	Radlast
Q_{ges}	N	Summe der Radaufstandskräfte
r	m	Radius
R	Ω	Ohmscher Widerstand
S	VA	Scheinleistung
s	1	Schlupf
s_d	m	Spurkranzdicke
s_G	m	Spurweite
s_{qr}	m	Radsatzlagerspiel
s_R	m	Spurmaß
s_x	1	Längsschlupf des Rades
s_V	m	Querverschiebung des Radsatzes
t	s	Zeit
\mathbf{T}		<i>Maxwell</i> 'scher Spannungstensor
T_r	s	Sekundärzeitkonstante
U_d	V	Zwischenkreisspannung
v	m/s	Geschwindigkeit
v_U	m/s	Radumfanggeschwindigkeit
v_F	m/s	Fahrzeuggeschwindigkeit
w	m	Durchbiegung
α	W/(m ² K)	Wärmeübergangszahl
α	A/m	Strombelag
α_Q	°	Nutwinkel
δ	mm	Luftspaltweite
ε	1	Sehnung in Anzahl Nuten
ε	1	Relative Längenänderung
φ	V	Skalarpotential
φ	1	Eigenfeldanteil bei der Stromverdrängung
γ	m ² /s	Viskosität des Kühlmediums
κ	S/m	Spezifische elektrische Leitfähigkeit
λ	W/(Km)	Wärmeleitfähigkeit
μ_0	Vs/(Am)	Permeabilität von Vakuum
μ_r	1	Relative Permeabilität
π	1	Pi (3,14159)
ρ	kg/m ³	Dichte des Kühlmediums
ρ	As/m ³	Elektrische Raumladungsdichte
σ	N/mm ²	Zugfestigkeit
τ_p	m	Polteilung
τ_Q	m	Nutteilung
θ	A	Durchflutung

ω	1/s	Winkelgeschwindigkeit
ψ	1	Fremdfeldanteil bei der Stromverdrängung
ψ	Vs	Flussverkeftung
\vec{e}	1	Einheitsvektor $ \vec{e} = 1$
\vec{n}	1	Normalenvektor $ \vec{n} = 1$
∇		Nabla-Operator $\left(\frac{\partial}{\partial x} \cdot \vec{e}_x + \frac{\partial}{\partial y} \cdot \vec{e}_y + \frac{\partial}{\partial z} \cdot \vec{e}_z \right)$

Indizes

bew	Bewegung
ges	Gesamt
li	Links
Lok	Lokomotive
min	Minimalwert
max	Maximalwert
n	Normal
N	Nenn
r	Sekundärteil
re	Rechts
syn	Synchron-
s	Primärteil
t	Tangential
T	Takt
tot	Total
typ	Typenpunkt

Abkürzungen

BR	Baureihe
DB	Deutsche Bahn
DG	Drehgestell
DIN	Deutsche Industrie-Norm
EBO	Eisenbahn- Bau- und Betriebsordnung
EMV	Elektromagnetische Verträglichkeit
FE	Finite Elemente
FV	Kraft-Geschwindigkeit
LIM	Linear Induction Machine (Asynchron Linear Maschine)
SO	Schienenoberkante

UIC	Union internationale des chemins de fer (Internationaler Eisenbahnverband)
WR	Wechselrichter
4QS	Vierquadrantensteller
ZK	Zwischenkreis

Formelzeichen der Wirtschaftlichkeitsbetrachtung

a	1	Annuitätsfaktor
b_A	EUR	Annuitätsbetrag
B_{auf}	EUR	Jährliche Aufwendungen
B_B	EUR	Barwert
B_0	EUR	Anfängliche Investitionskosten
K_E	EUR	Eigenkapital
K_F	EUR	Fremdkapital
N	Jahre	Nutzungsdauer
p	1	Kalkulatorischer Zinssatz
p_E	1	Verzinsung des Eigenkapitals
p_F	1	Verzinsung des Fremdkapitals

Literaturverzeichnis

- [Alb99] Albertz, D.: Entwicklung numerischer Verfahren zur Berechnung und Auslegung elektromagnetischer Schienenbremssysteme. Dissertation, RWTH Aachen, Shaker-Verlag, 1999.
- [All95] Allen, N.; Rodger, D.; Coles, P.C.; Street, S., Leonard, P.J.: Towards increased speed computations in 3D Moving Eddy Current Finite Element Modelling. IEEE Transaction On Magnetics, Vol. 31, S. 3524-3526, November 1995.
- [An99] Anders, M.: Entwicklung eines dreiachsigen Teleskopstellantriebs, Dissertation, TU Darmstadt, VDE-Verlag, 1999.
- [App76] Appun, P.; Pouplier, A.; Reichel, W.: Geschwindigkeitssteuerung von asynchronen Linearmotoren für Fahrzeugantriebe, Elektrische Bahnen 47, Heft 12, S. 275-281, Verlag Oldenbourg, 1976.
- [App82] Appun, P.; Futterlieb, E.; Kommissari, K.; Werner, M.: Die elektrische Auslegung der Stromrichterausrüstung der Lokomotive 120 der Deutschen Bundesbahn. Elektrische Bahnen 80, Heft 10, S. 314-317, Verlag Oldenbourg, 1982.
- [Ba01] Balzer, G.: Grundlagen der Energietechnik „Energieversorgung“. Vorlesungs-Skriptum, Institut für Elektrische Energieversorgung, TU Darmstadt, 2001.
- [Bau86] Bauer, H.-P.: Untersuchungen an einem Lokomotivantrieb mit Asynchronmotoren und stromeinprägendem Wechselrichter, Dissertation, TH Darmstadt, 1986.
- [Bi01] Binder, A.; Werle, Th.: Linear motors utilization für both maglev and railway vehicles. Communications 2-3/2001, S. 61-66, University of Zilina, 2001.
- [Bi02] Binder, A.: Großgeneratoren und Hochleistungsantriebe. Vorlesungs-Skriptum, Institut für Elektrische Energiewandlung, TU Darmstadt, 2002.
- [Bi98] Binder, A.: Motorenentwicklung in der Antriebstechnik. Vorlesungs-Skriptum, Institut für Elektrische Energiewandlung, TU Darmstadt, 1998/99.
- [Bo81] Bolte, E.; Oberretl, K.: Dreidimensionale Berechnung des asynchronen Linearmotors mit massivem Eisen als Sekundärteil. Archiv für Elektrotechnik, S. 141-152, Springer-Verlag, 1981.
- [Bud78] Budig, P.: *Drehstromlinearmotoren*. Alfred Hüthig Verlag, Heidelberg, 1978.
- [Bus93] Buscher, M.; Pfeiffer, R.; Schwartz, H.-J.: Radschlupfregelung für Drehstromlokomotiven. Elektrische Bahnen 91, Heft 5, S.163-178, 1993.
- [Bus95] Buscher, M.: Radschlupfregelung zur maximalen Kraftschlussausnutzung bei elektrischen Traktionsantrieben, Dissertation TH Darmstadt, Shaker Verlag, Aachen, 1995.
- [Cur50] Curtius, E.W.; Kniffler, A.: Neue Erkenntnisse über die Haftung zwischen Treibrad und Schiene. Elektrische Bahnen, S. 201-210, 1950.
- [DB92] DEUTSCHE BAHN: Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung (EBO). Deutsche Bahn AG, Geschäftsbereich Netz, Betriebliches Regelwerk, 1992.

- [DB99] DEUTSCHE BAHN AG (Netz, Niederlassung Südwest): Örtliche Richtlinien zur DS408 für das Zugpersonal. Interne Richtlinien, 1999.
- [DB00] DEUTSCHE BAHN AG (Netz): Jahresfahrplan für Güterzüge. Interner Fahrplan, 2000.
- [Dar00] Darr, E.: Feste Fahrbahn Konstruktion, Bauart, Gleislagestabilität, Instandhaltung und Systemvergleich. Eisenbahntechnische Rundschau 3, S. 138-148, 2000.
- [Del73] Deleroi, W.: Der Einlaufvorgang beim asynchronen Linearmotor. ETZ-A, Bd. 94, Heft 8, S. 488-493, 1973.
- [Dob88] Dobler, R.: Die lineare Wirbelstrombremse – Erkenntnisse aus dem Versuchseinsatz bei der Deutschen Bundesbahn. Eisenbahn Technische Rundschau 37, Heft 1/2, S.31-36, 1988.
- [Dör02] Dörries, W.: Program of the Federal Government to Ensure the Future Application of MAGLEV Technology. Conference Proceedings of the MAGLEV 2002, 2.-5. September, Lausanne, 2002.
- [Dub97] Beitz, W; Grote, K.-H.: *Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau*. 19. Auflage, Springer Verlag, 1997.
- [Fil95] Filipovic, Z.: *Elektrische Bahnen: Grundlagen, Triebfahrzeuge, Stromversorgung*, Springer Verlag, 1995.
- [Fre83] Frederich, F.: Möglichkeiten zur Hochausnutzung des Rad/Schiene-Kraftschlusses – Zusammenhänge, Einflüsse, Maßnahmen. Archiv für Eisenbahntechnik 38, S. 45-56, 1983.
- [Gam94] Gammert, R.; Schwendt, L.: Kompakter GTO-Stromrichter, hochintegrierte Leittechnik und neues Drehgestell - Erprobung für universelle Anwendungen. ZEV+DET Glas. Ann. 118, Nr.2/3, S. 357-362, 1994.
- [Gi94] Gieras, J.F.: *Linear Induction Drives*. Oxford University Press, 1994.
- [Gi77] Gieras, J.F.: Analytical method of calculating the electromagnetic field and power losses in ferromagnetic halfspace, taking into account saturation and hysteresis. *IEE Proc.*, Vol.124, Nr. 11, S. 1098-1104, November 1977.
- [Gies73] Giesen, K.: Linear-Motoren in der Industrie, Heft 319, Vulkan-Verlag, Essen, 1973.
- [Go54] Gotter, G.: *Erwärmung und Kühlung elektrischer Maschinen*. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 1954.
- [Gr01] Grimm, R.: Kraftschlussausnutzung einer Lokomotive mit Zug-Druckstangen – Messung und Systemmodellierung. Dissertation TU Darmstadt, Shaker Verlag, Aachen, 2001.
- [Gu71] Gutt, H. J.: Wanderfeldmotoren im Vergleich zu Drehfeldmaschinen herkömmlicher Bauart. ETZ-A, Bd. 92, Heft 6, S. 342-347, 1971.
- [Hab36] Haberland, G.: Das Wechselfeld im gesättigten, massiven Eisen. Archiv für Elektrotechnik, S. 126-133, Springer-Verlag, 1936.

- [Has95] Hasse, K.: Regelung in der Antriebstechnik. Vorlesungs-Skriptum, Institut für Stromrichtertechnik und Antriebsregelung, TH Darmstadt, 1995.
- [Har85] Hartz, G.: Numerische Berechnung der Felder, Wirbelströme und Kräfte in einer linearen Wirbelstrombremse mit magnetischer Reaktionsschiene. Dissertation, RWTH Aachen, 1985.
- [Hau99] Hauser, A.; Weiland, K.: Einsatzmöglichkeiten von Linearmotortechnik in elektrischen Triebfahrzeugen. ETG Fachbericht 74, S. 121-124, VDE-Verlag, 1999.
- [Hei84] Heidelberg, G.; Schulz, T.: Das MAGNETBAHN-Projekt Berlin. Elektrische Bahnen 3, Heft 9, S. 94-98, 1984.
- [Hen85] Hendrichs, W.: Versuche mit der linearen Wirbelstrombremse – elektrischer Teil. Elektrische Bahnen 83, Heft 10, S. 344-353, Verlag Oldenbourg, 1985.
- [Her99] Hering, E.; Draeger, W.: *Handbuch Betriebswirtschaft für Ingenieure*. Springer-Verlag, 1999.
- [Ho00] Hofmann, M.; Werle, Th.; Binder, A.; Pfeiffer, R.: Asynchronous Linear Machine for Railway Systems. Conference Proceedings of the ICEM 2000, S. 223-227, Espoo Finland, August 2000.
- [Hof00] Hofmann, M.; Werle, Th.; Binder, A.; Pfeiffer, R.: 2D and 3D Numerical Field Computation of Eddy-Current Brakes for Traction. IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 36, No. 4, S. 1758-1763, 2000.
- [Hof01] Hofmann, M.; Binder, A.; Pfeiffer, R.: Investigations on a linear induction machine for railway application. Conference Proceedings of the IEMDC 2001, S. 20-26, Cambridge USA, Juni 2001.
- [Hof02] Hofmann, M.: Design of a Linear Induction Machine for Railway Systems using Finite Element Calculation. Dissertation TU Darmstadt, Shaker Verlag, Aachen, 2002.
- [Hör01] Hörl, F.: Einsatzmöglichkeiten der Linearmotortechnik im Rad-Schiene-System. Elektrische Bahnen 99, Heft 10, S. 415-421, Verlag Oldenbourg, 2001.
- [Hü71] Hühns, T.; Kratz, G.: Der Linearmotor als Antriebselement und seine Besonderheiten. Elektrische Bahnen 42, Heft 7, S. 146-151. Verlag Oldenbourg, 1971.
- [Hüh71] Hühns, T.; Kratz, G.: Der Linearmotor als Antriebselement. ETZ-B, Bd. 23, Heft 19, S. 449-451, 1971.
- [IEV93] Internationaler Eisenbahnverband: UIC-Kodex 505-1 Eisenbahnfahrzeuge, Fahrzeugbegrenzungslinien, 7. Ausgabe, 1993.
- [Je95] Jenni, F.: *Steuerverfahren für selbstgeführte Stromrichter*. Teubner Verlag, Stuttgart, 1995.
- [Jö99] Jöckel, A.: Aktive Schwingungsdämpfung im Antriebsstrang von Triebfahrzeugen auf der Grundlage von Systemmodellierung und Betriebsmessung. Dissertation TU Darmstadt, Shaker Verlag, Aachen 1999.

- [Kal67] Kalkar, J.J.: On the rolling contact of two elastic bodies in the presence of dry friction. Dissertation, TU Delft, 1967.
- [Kei73] Keine, V.: Elektrodynamisches Schweben in Verbindung mit dem eisenlosen synchronen Linearmotor, vorgestellt an neueren Versuchen der Japanischen Eisenbahnen. Elektrische Bahnen 44, Heft 11, S. 259-262. Verlag Oldenbourg, 1973.
- [Kiel97] Kielmann, F; Seener, O.: Isoliersystem der Wärmeklasse 200 für umrichter gespeiste Traktionsmotoren hoher Bemessungsspannung. Elektrische Bahnen 95, Heft 4, S. 100-105, Verlag Oldenbourg, 1997.
- [Kie96] Kießling, B.; Wach, J.: Güterzuglokomotive BR 152 der Deutschen Bahn. Elektrische Bahnen 8/9, S. 58-67, Verlag Oldenbourg, 1996.
- [Kno00] Knothe, K.; Wu, Y.: Einfluss der Elastizitätsanordnung im Gleis auf die Beanspruchung durch Radunrundheiten. Eisenbahntechnische Rundschau 49, Heft 3, S. 150-158, 2000.
- [Krö85] Kröger, U.: Prinzip, Entwicklung und Konstruktion der linearen Wirbelstrombremsen. ZEV-Glas. *Ann.* 109, Nr. 9, S. 368-374, September 1985.
- [Lei01] Leinhos, D.; Hörl, F.: Range of applications of linear motor technology within the wheel-rail system. Proceedings of the railway traction systems conference, S. 30-52, Capri, 2001.
- [Leo90] Leonhard, W.: *Einführung in die Regelungstechnik*. Vieweg Verlag, Braunschweig, 1990.
- [Leo97] Leonard, P.J.; Rodger, D.: Comparison of Methods for Modelling Jumps in Conductivity using Magnetic Vector Potential based Formulations. *IEEE Trans. On Magn.*, Band 33, S. 1295-1298, März 1997.
- [Li91] Liese, M.: Verfahren zur Berechnung von Wirbelströmen in massivem Eisen. Archiv für Elektrotechnik, S. 75-89, Springer-Verlag, 1981.
- [Lö97] Lössel, W.; Landwehr, H.; Prem, J.: ICE 3 – New generation of European high speed trains. S. 2-18, RTR 1, 1997.
- [Mei00] Meier-Credner, W.: Die lineare Wirbelstrombremse – Entwicklung und Einsatz im ICE 3. Eisenbahntechnische Rundschau 49, Heft 6, S. 412-418, 2000.
- [Mu94] Mutschler, P.: Leistungselektronik 1. Vorlesungs-Skriptum, Institut für Stromrichtertechnik und Antriebsregelung, TH Darmstadt, 1994/95.
- [Müh00] Mühlhans, E.: Eisenbahnwesen I u. II. Vorlesungs-Skriptum, Institut für Verkehrstechnik, TU Darmstadt, 2000.
- [Mü91] Müller, G.: *Theorie rotierender elektrischer Maschinen*. Verlag Chemie, Weinheim, 1991.
- [Norm99] DIN EN 13674-1, Bahnanwendungen-Oberbau, Schienen-Teil 1: Symmetrische Breitfußschienen ab 46 kg/m. Beuth Verlag, Berlin, 1999.

- [Ob65] Oberretl, K.: Die Oberfeldtheorie des Käfigmotors unter Berücksichtigung der durch die Ankerrückwirkung verursachten Staboberströme und der parallelen Wicklungszweige. *Archiv für Elektrotechnik*, S. 343-364, Springer-Verlag, 1965.
- [Ob73] Oberretl, K.: Dreidimensionale Berechnung des Linearmotors mit Berücksichtigung der Endeffekte und der Wicklungsverteilung. *Archiv für Elektrotechnik*, S. 181-190, Springer-Verlag, 1973.
- [Ob74] Oberretl, K.: Einseitiger Linearmotor mit Käfig im Sekundärteil. *Archiv für Elektrotechnik* 57, S. 305-319. Springer-Verlag, 1974.
- [Obe74] Oberretl, K.: Linearmotor mit gesehneter oder kompakter Zweischichtwicklung. *Archiv für Elektrotechnik* 56, S. 55-58, 1974.
- [Pat03] Firma Knorr-Bremse; TU Darmstadt, Institut für Elektrische Energiewandlung: Magnetspulenordnung für Schienenfahrzeuge zur Verbesserung der Traktion. Patent-Nr. 101 54 775A1. 2003.
- [Pfe00] Pfeiffer, R.: Elektrische Triebfahrzeuge. Vorlesungs-Skriptum, Institut für Elektrische Energiewandlung, TU Darmstadt, 2000.
- [Ple90] Pleger, J.: Ein modernes Transportsystem: Die M-Bahn. *Eisenbahntechnische Rundschau* 39, Heft 1/2, S. 39-44, 1990.
- [Ra92] Raschbichler, H.: Die Magnetschnellbahn Transrapid – Ein neues Verkehrssystem für den Personen- und Gütertransport. *ZEV+DET Glas. Ann.* 117, Nr.8/9, S. 245-253, 1992.
- [Ri67] Richter, R.: *Elektrische Maschinen I*. Birkhäuser Verlag, Basel, Stuttgart, 1967.
- [Rie00] Rießberger, K.: Das Rahmen-Schwellen-Gleis - ein innovatives Schottergleis. *Eisenbahntechnische Rundschau* 49, Heft 3, S. 126-136, 2000.
- [Rod94] Rodger, D.; Allen, N.; Street, S.; Leonard, P.J.; Eastham, J.F.: Finite element calculation of forces on a dc magnet moving over an iron rail. *IEEE Trans. On Magn.*, vol. 30, S. 4680-4682, November 1994.
- [Rod97] Rodger, D.; u.a.: Benutzerhandbuch *MEGA V6.24*. Applied Electromagnetics Research Centre, Universität von Bath, 1997.
- [Ros88] Rossberg, R.: *Deutsche Eisenbahnfahrzeuge – von 1838 bis heute*, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1988.
- [Sa91] Sachs, D.: Die transzendenten Gleichungen des klassischen Fahrzeugauslaufs, Ihre Lösung und Anwendung zur Präzisierung der Fahrwiderstandskoeffizienten. *ZEV+DET Glas. Ann.* 115, Nr.11/12, S. 243-251, 1991.
- [Saum98] Saumweber, E.: Neue Entwicklungen auf dem Gebiet der Schienenbremsen. *ZEV+DET Glas. Ann.* 122, Nr.9/10, S. 542-548, 1998.
- [Saut72] Sauter, F.: *Theorie der Elektrizität*, Band 1, Einführung in die *Maxwellsche* Theorie, Teubner Verlag, Stuttgart, 1972.

- [Shi02] Shirakuni, N.; Endo, Y.; Takahashi, K.; Yamamoto, K.: Overview of New Vehicles for the Yamanashi MAGLEV Test Line. Conference Proceedings of the MAGLEV 2002, 2.-5. September, Lausanne, 2002.
- [Schä88] Schäffer, H.: Vergleich der Zugwiderstandsformeln europäischer und außereuropäischer Eisenbahnen. Elektrische Bahnen 2/88, S. 55- 63, Verlag Oldenbourg, 1988.
- [Schu69] Schulz, T.: Über die Phasensymmetrie von induktiven Dreiphasen-MHD-Wandlern mit offenem magnetischem Kreis und kleinen magnetischen Reynolds-Zahlen. Wiss. Ber. AEG-TELEFUNKEN 42, S. 57-64, 1969.
- [Schu70] Schulz, T.: Längsendeffekte von induktiven Dreiphasen-MHD-Wandlern mit offenem magnetischen Kreis und ihre Simulation an Segmentstator-Asynchronmaschinen. Wiss. Ber. AEG-TELEFUNKEN 43, S. 139-152, 1970.
- [Schw92] Schwartz, H. J.: Regelung der Radsatzdrehzahl zur maximalen Kraftschlussausnutzung bei elektrischen Triebfahrzeugen. Fortschritt-Bericht VDI, Reihe12, Nr. 178, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1992.
- [Seq73] Sequenz, H.: *Die Wicklungen elektrischer Maschinen*, 3. Band: Wechselstrom Sonderwicklungen, Springer Verlag, Wien, 1954.
- [Sti94] Still, L.; Hartung, G.: Modularer IGBT-Hilfsbetriebeumrichter für Triebfahrzeuge. Elektrische Bahnen 11/94, S.305-310, Verlag Oldenburg, 1994.
- [TR02] Transrapid International: *High-Tech für den Flug in Höhe Null*. Transrapid International GmbH & Co. KG, Berlin, 2002.
- [Vic69] Victorri, M.: Lineare Induktionsmotoren. ETZ-B, Bd. 21, Heft 23, S.535-540, 1969.
- [Vo91] Vogt, K.: *Berechnung rotierender elektrischer Maschinen*. Verlag Chemie, Weinheim, 1991.
- [Vol02] Vollenwyder, K.: Linear Motor Propulsion for urban transit. Conference Proceedings of the MAGLEV 2002, 2.-5. September, Lausanne, 2002.
- [We00] Werle, Th.; Binder, A.: Asynchronous Linear Machine as Booster for Railway Vehicles. Eighth International Conference on Power Electronics, Conference Publication No. 475, S. 224-228, IEE, London, 2000.
- [We01] Werle, Th.; Binder, A.: DC Linear Actuator with massive iron as secondary, Linear Drives for Industry Applications (LDIA 2001). Conference Proceedings, S. 52-56, Nagano, Japan, 2001.
- [Wer01] Werle, Th.; Binder, A.: DC-fed railbooster for locomotives. Conference Proceedings of the XII-th International Symposium on Electrical Apparatus and Technologie SIELA 2001, 31. Mai – 1. Juni, Plovdiv, 2001.
- [We02] Werle, Th.; Hofmann, M.; Binder, A.: Booster concepts for increase of tractive effort. Conference Proceedings of the MAGLEV 2002, 2.-5. September, Lausanne, 2002.

- [Wes95] Weschta, A.: Die elektrische Ausrüstung der Schnellverkehrstriebzüge ICE3 und ICT der Deutschen Bahn AG. ZEV-DET Glasers Annalen 119, Nr. 9/10, S. 425-435, 1995.
- [WH01] Werle, Th.; Hofmann, M.; Binder, A.: Asynchronous Linear Machine with massive iron as secondary. Conference Proceedings of PCIM 2001, Power Electronics, Intelligent Motion, Power Quality, 19.-21. Juni 2001, Nürnberg.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden folgende unveröffentlichte Studien- und Diplomarbeiten des Instituts für Elektrische Energiewandlung der TU Darmstadt betreut:

- [Be01] Becker, J.: Projektierung eines Linearmotor-Versuchstandes. Diplomarbeit Nr. 586, TU Darmstadt 2001.
- [Gri00] Griesheimer, K.: Auslegung einer Asynchron-Linearmaschine zur Zugkraftübertragung bei Schienenfahrzeugen. Diplomarbeit Nr. 575, TU Darmstadt 2000.
- [Klug00] Klug, E.: Thermische Auslegung von Linearmaschinen für Schienenfahrzeuge. Studienarbeit Nr. 532, TU Darmstadt 2000.
- [Lupo99] Lupo, P.: Erstellung eines analytischen Maschinenmodells zur Untersuchung der Linearmotortechnik im Rad-Schiene-System. Studienarbeit Nr. 513, TU Darmstadt 1999.
- [Ras00] Rastogi, A.: Grundsätzliche Überlegungen zur feldorientierten Regelung. Studienarbeit Nr. 527, TU Darmstadt 2000.

Bildquellen:

- [B1] Bildarchiv Lokomotiven der Deutschen Bahn, <http://www.bahnbilder.de>.
- [B2] Bildarchiv Lokomotiven der Deutschen Bahn, <http://www.bahnbilder.de>.

Index

A

Analytische Berechnung	53
Anfahrzugkraft	1
Asynchron-Linear-Booster	65
- Schlupf	22

B

Barwert	123
Bremskraft	100
Betriebskosten	123
Bruchlochwicklung	66

C

<i>Coulomb</i> -Eichung	27, 61
Curtius-Kniffler	15

D

DC-Linear-Booster	95
Dirichlet-Randbedingung	97
Doppelstatorbauweise	28
Drehgestell	7, 36
Durchflutungsverteilung	56

E

EBO	28ff.
Eigenkapital	123
Einbauraum	29
Erregerwicklung	95

F

Fahrschiene	35
- Magnetisierungskennlinie	46
Fahrzeit	119
Fahrwiderstände	116
Feldstärke	
- elektrische	96
Finite Elemente	96
Flussdichte	57, 73ff., 103, 135
<i>Fourier</i> -Reihe	53
Fremdkapital	123

G

<i>Geislinger</i> -Steige	115ff.
Gleichstromsteller	51
Gleisbelastung	42
Güteraufkommen	120

H

Halbraum	63
Hauptstromschema	48
Hohlleiter	80

I

ICE 3	1
Investitionskosten	123

K

Kalkulationszinssatz	123
Koordinatensystem	10, 25
Kraftberechnung	62ff.
Kraftschluss	9, 13
- beiwert	11
- kennlinie	12

L

Lichtraumprofil	28, 86
Linearmotoren	
- Asynchron	18
- Gleichstrom	17
- Kurzstatorbauweise	3, 18
- Langstatorbauweise	2, 18
- Synchron	18, 129ff.

M

Magnetbahn	3
Magnetisierungskennlinie	98
Magnetschienenbremse	96
Maxwell	
- Gleichung	24
- Spannungstensor	63

N

Neumann-Randbedingung	97
Normalkraft	23, 25, 99

- O**
Oberbau.....41
- P**
Personalkosten124
Polteilung20
- Wahl der21
Primärteil18
- Q**
Quellenfreiheit25
Querverschiebung21, 106
- R**
Radaufstandskraft12
Radlenker33
Radsatz.....30
Reaktionsschiene3
- S**
Schiene.....35
- Durchbiegung41
- Material45
- Magnetisierungskennlinie46
- Schwelle, - Fach43
Schlupf22
Seitenwindstabilisierung100
Sehnungsfaktor55
Sekundärteil18, 31
Skalarpotential25, 97
Sonderstrecken.....29
Spulenanordnung54
Spur
- kranzdicke30
- weite30
Stromverdrängung77
Symmetrieebene98
Synchronlinearmotor129ff
- T**
Tangentialkraft.....23, 99, 137
Tensor63ff.
Traktion
- Stromrichter51
TRANSRAPID2
- Transformator47
Transversalflussführung.....99
- U**
Umrichter51
- V**
Vektor
- potential.....24, 60, 62
- feld.....104
Verluste77
Versuchstand.....129
- W**
Wanderfeld.....21
Wärme
- Kapazität.....78
- Leitfähigkeit78
- Übergang80
Wechselfeld21
Wickelkopfausladung66
Wirbelstrom105
- Bremse.....6, 34
Wirtschaftlichkeit.....115ff.
- Y**
Yamanashi6
- Z**
Zeitkonstante.....19, 101
Zugkraft
-Kennlinie9