

DYNAMIKSTEIGERUNG VON WECHSELRICHTER- GESPEISTEN MASSIVLÄUFER ASYNCHRONMASCHINEN DURCH OPTIMIERTE STROMFÜHRUNG (OCC)

H. May

1 ÜBERSICHT

In der vorliegenden Arbeit werden die erzielbaren Leistungen von konventionell sinusförmig gespeisten Asynchronmaschinen (ASM) mit denen bei wirkleistungs-optimierter Stromführung verglichen. Weiterhin werden zur Bewertung Hinweise auf die Stator- und Rotorverluste und die Wechselrichter-Anforderungen gegeben. Die Ergebnisse basieren auf numerischen Feldberechnungen (FEM), die im Falle der sinusförmigen Speisung komplex (quasistationär) und bei optimierten Stromformen transient durchgeführt wurden. In dieser Arbeit werden die Ideen und Potentiale der Leistungs- und Dynamiksteigerung dargestellt und an einem Beispiel exemplarisch nachgewiesen.

2 EINLEITUNG

In den Rotor von Induktionsmaschinen werden sowohl aufgrund der zeitlichen Änderung des Stator-Magnetfeldes (Induktionsgesetz $\text{rot}\vec{E} = -\dot{\vec{B}}$) als auch aufgrund der Relativbewegung der Reaktionsschiene in diesem Feld (Ohmsches Gesetz für bewegte Medien $\vec{J} = \chi(\vec{E} + \vec{v} \times \vec{B})$) Elektrische Felder induziert. Diese führen bei Massivläufer-ASM zu den bekannten Wirbelstromverläufen (s. Abb. 10a). Die klassische Methode der Momentenberechnung ($M = \vec{I} \times \vec{B} \cdot \vec{l} \cdot r$) geht davon aus, dass nur jeweils eine Welle von Induktion und Rotorstrom optimal zur Leistungsbildung beiträgt und das ist die Grundwelle. Aus diesem Grund werden die meisten Asynchronantriebe rein sinusförmig gespeist. Zur Reduzierung des Aufwandes werden zumeist dreisträngige Brückenwechselrichter verwendet.

Bei konventionellen ASM mit zwangsweise geführten Rotorstrombahnen kann man parasitären Verluste (Induktionsoberwellen aufgrund einer endlichen Strangzahl und Nutöffnungen) durch eine geschickte Schrägung der Rotor und/oder Statornuten stark reduzieren. Kommen jedoch Massivläufer zum Einsatz (z.B. lineare Induktionsmaschinen für Traktionsaufgaben [1]), so können

die Wirkungen der Nutungs- und Zonenoberwellen nicht ohne Zusatzmaßnahmen (s. Abschnitt 4) unterdrückt werden und addieren sich zu den durch nicht sinusförmige Speisung verursachten Zusatzverlusten. Leistungspotentiale bei rechteck- bzw. trapezförmigen Statorspeisungen wurden bereits 1985 in [2] untersucht. Die Theorie zur transienten Berechnung von Feldproblemen, welche inhärent mit in allgemeinsten Art nicht harmonischen Speisungen von Induktionsmaschinen verbunden ist, wird in [3] u. [4] beschrieben und ihre Anwendung beispielhaft in [5] dargestellt. Obgleich diese Theorie der transienten Berechnung am IMAB bereits in den siebziger Jahren entwickelt worden war, kann sie aufgrund der sehr langen Rechenzeiten für die transienten Einschwingvorgänge erst seit einigen Jahren auch auf praxisnahe Maschinenentwürfe angewendet werden.

3 VERGLEICH DER KRAFTWIRKUNGEN VON ASM BEI UNTERSCHIEDLICHER STATORSTROMSPEISUNG

3.1 ASM-Vergleichsmodelle

Das in **Abb. 1** untersuchte Vergleichsmodell hat eine Polteilung von 0,1m, einen mechanischen Luftspalt von 2mm, eine Faserbandage (nicht dargestellt) von 0,5mm und einen 2mm starken Kupferzylinder als Sekundärteil. Da im Rahmen dieser Arbeit nur die Kraftentstehung und Kraftoptimierung untersucht werden sollte, wird auf eine Sättigungsrechnung verzichtet. Stator- und Rotorjoch sowie die Zähne können also beliebig dimensioniert werden.

Es wurden folgende 2 Bauformen mit 6 Statornuten pro Pol untersucht:

- 1) Modell 3-2: dreisträngig $m_s=3$ mit zwei parallelen Ankerzweigen $q=2$
- 2) Modell 6-1: 6-strängig $m_s=6$, $q=1$

Weiterhin wurde zur Bestimmung der Leistungsfähigkeiten dieser Maschinen auch sehr große Strangzahlen angenommen, bei denen vereinfacht die Statorwicklung in einer dünnen Schicht im Luftspalt angeordnet war (**Abb. 2**).

- 1) Modell ∞ -1: $m_s=120$, 240 bzw. 480

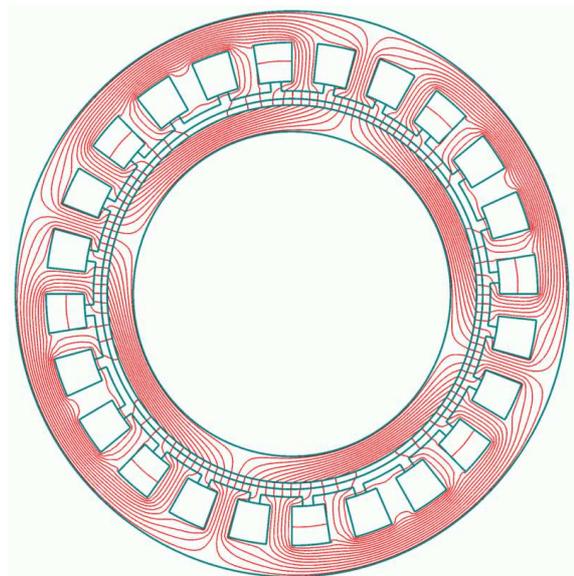


Abb. 1: Feldverlauf der untersuchten Massivläufer Asynchronmaschine bei $s=0,01$ (IMG6-1)

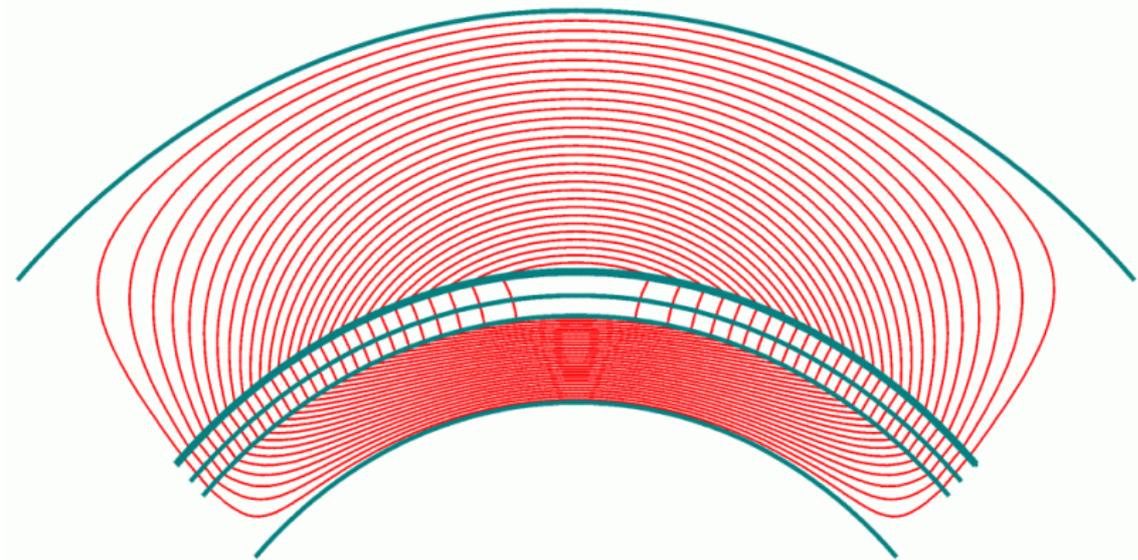


Abb. 2: Ausschnitt aus der Feldverteilung des ASM-Modells mit sehr großer Strangzahl (τ_{120-1})

3.2 Vergleich unterschiedlicher Speisungarten

3.2.1 Stromverläufe

Es wurden die Kraftwirkungen der drei ASM-Modelle bei folgenden Speisungsarten untersucht (**Abb. 4**):

- 1) Für alle Modelle zeitlich sinusförmig
- 2) Modell $\infty-1$ mit rechteckförmigem Strom
- 3) Modell 6-1 mit trapezoidalem Strom (Anstiegszeit $\tau/12$)
- 4) Modell 3-2 mit trapezoidalem Strom (Anstiegszeit $\tau/6$)

Bemerkung: Es wurden nur solche Stromverläufe untersucht, bei denen die Gesamtdurchflutung pro Polteilung konstant blieb.

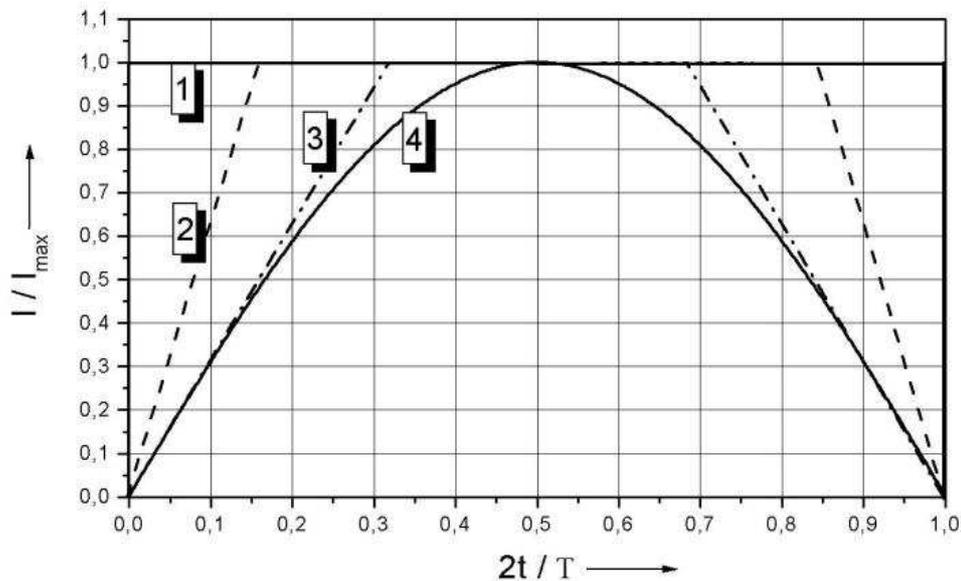


Abb. 3: Zeitlicher Stromverlauf der verschiedenen ASM-Modelle für eine Polteilung (STROMVER)

- 1: Rechteckförmig; 2: trapezoidal, Anstiegszeit $\tau/6$
 3: Trapezoidal, Anstiegszeit $\tau/12$; 4: sinusoidal

3.2.2 Sinusförmige Speisung

Die schöne heile Welt der zeitlich sinusförmigen Speisung unter Berücksichtigung einer angenähert ∞ großen Strangzahl und einer magnetisch glatten Luftspaltstruktur, d.h. bei einer Grundwellenbetrachtung ist in **Abb. 4** dargestellt. Aufgrund des Durchflutungsgesetzes bewirkt ein zeitlich und örtlich sinusförmiger Statorstrom eine gleichgeformte um 90° verschobene Induktionswelle. Legt man die Lorentzkraftbeziehung für polare Koordinaten zugrunde: $F\varphi = \iiint_{Vol.} J_z \cdot B_r$ (J_z : Stromdichte in axialer Richtung, B_r : Flussdichte

normal zum Luftspalt), so erkennt man, dass dann ein großes Moment erzielt wird, wenn der Rotorstrom groß ist und eine möglichst kleine Phasenverschiebung zum Erregerfeld aufweist.

Physikalisch ergeben sich aber zwei gegenläufige Phänomene:

- 1) Mit Vergrößerung der zeitlichen Änderung der Flussdichte –d.h. zunehmendem Schlupf– vergrößert sich die elektrische Feldstärke in gleichem Maße
- 2) Gleichzeitig wächst aber der Imaginärteil des elektrischen Widerstandes. Dies kann seinerseits zu einer Reduzierung der Wirbelstromamplituden bei gleichzeitiger Verschlechterung des Phasenwinkels führen.

Die maximale Kraft ergibt sich also als Kompromiss zwischen zu großer Schlupffrequenz (Feldstärke und Widerstand groß) und zu kleiner Schlupffrequenz mit umgekehrten Verhältnissen. Für drei Schlupfwerte sind Statorstrom, Felderreggerwelle und Rotorströme in **Abb. 4** dargestellt.

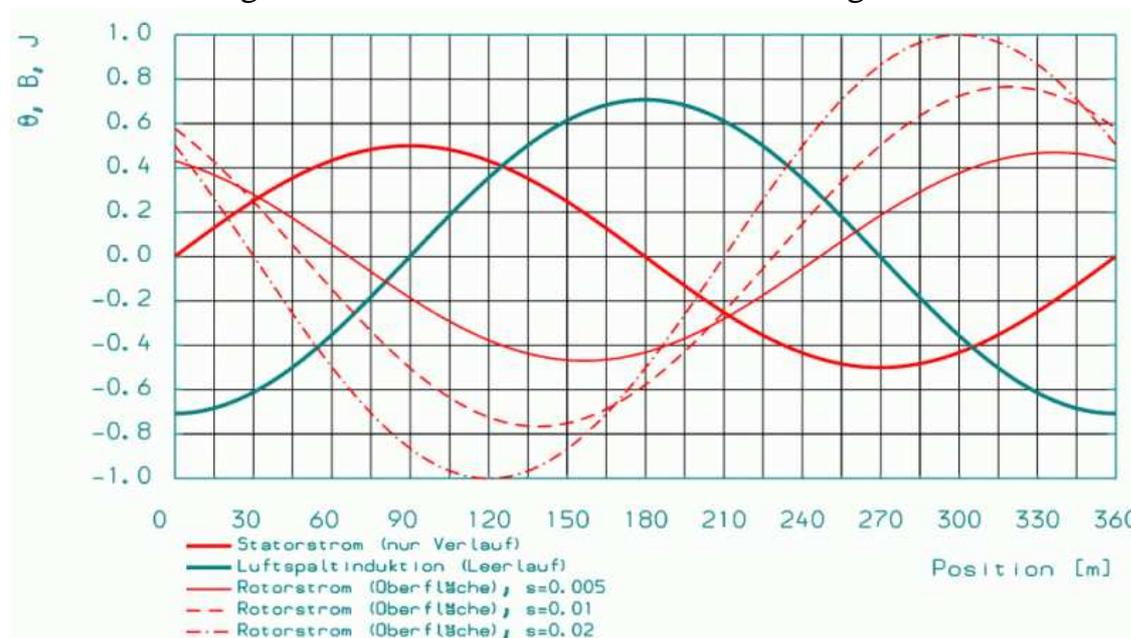


Abb. 4: Verlauf des Statorstroms (prinzipiell), der Leerlaufinduktion und der Rotorstromdichte (skaliert) an der Rotoroberfläche bei sinusförmiger Speisung (ASMGRUND).

Wie unten mit direkten numerischen Feldberechnungen gezeigt wird (**Abb. 6**), ist das Moment bei $s=0,02$ trotz der größeren Stromdichte um 15% kleiner als bei $s=0,01$ und bei $s=0,005$ trotz der besseren Phasenlage um 40% kleiner. Überschlägig kann man aber auch die Kraftzusammenhänge aus **Abb. 4** ermitteln. Für sinusförmige Strom und Induktionsverläufe gilt: $M_{\varphi} \approx I_z \cdot B_r \cdot \cos \varphi \cdot r_m \cdot I_m$, wofür aus **Abb. 4** folgende Proportionalitäten abgeleitet werden können:

Schlupf	J_z [1]	φ [°]	F_x	$F_x / F_{x(s=0,01)}$
0,02	1,0	120	0,5	0,877
0,01	0,765	138,2	0,57	1,0
0,005	0,465	155,6	0,423	0,742

Bemerkung: In **Abb. 4** sind die Stromdichten und Induktionen nur in einer dünnen Schicht der Reaktionsschiene dargestellt und daraus wurden die Momente berechnet. Mit den numerischen Feldprogrammen wird jedoch das Integral der Lorentzkraftberechnung im gesamten Leitervolumen ausgewertet.

Die Ergebnisse der umfassenden Feldberechnung (**Abb. 6**) stimmen mit dieser Übersichtsrechnung deshalb gut überein, weil bei kleinen Schlupfwerten (**Abb. 1**) die Feldlinien im Leiterbereich etwa orthogonal zur Rotoroberfläche verlaufen. Bei größeren Schlupfwerten und den damit stärker in Erscheinung tretenden Ankerrückwirkungen ist dies jedoch nicht unbedingt der Fall.

3.2.3 Fourierzerlegung der Stromverläufe

Damit auch die Statorverluste bei unterschiedlicher Speisung verglichen werden können, sind in **Tab. 1** die Effektivwerte und für weitergehende Überlegungen das Oberschwingungsspektrum der unterschiedlichen Speisungsarten wiedergegeben.

Tab. 1: Fourierzerlegung des zeitlichen Strombelagsverlaufes in [A/m]

(Es werden nur bez. Oberschwingungswerte > 1% angegeben)

Modell:	Effektivwert	AMPL(1)	AMPL(3)/AMPL(1)	AMPL(5)/AMPL(1)	AMPL(7)/AMPL(1)
IM3-2sin	0.940_{10}^{+3}	1.329_{10}^{+3}	0	0	0
IM6-1sin	0.940_{10}^{+3}	1.329_{10}^{+3}	0	0	0
IM ∞ -1sin	0.940_{10}^{+3}	1.329_{10}^{+3}	0	0	0
IM3-2Trap	1.085_{10}^{+3}	1.400_{10}^{+3}	0	4.001_{10}^{-2}	2.042_{10}^{-2}
IM6-1Trap	1.214_{10}^{+3}	1.616_{10}^{+3}	2.222_{10}^{-1}	4.002_{10}^{-2}	2.042_{10}^{-2}
IM ∞ -1Trap	1.329_{10}^{+3}	1.673_{10}^{+3}	3.035_{10}^{-1}	1.492_{10}^{-2}	7.612_{10}^{-2}

Wie nicht anders zu erwarten, sind die mit einer trapezoidalen Stromspeisung verbundenen Statorverluste wesentlich größer als bei einer sinusförmigen Speisung.

3.2.4 Induktionsverläufe

Die individuellen Stromverläufe führen zu den in den **Abb. 5a,b** dargestellten Induktionsverläufen im Luftspalt der einzelnen Maschinentypen

Beim Vergleich der Induktionsverläufe zeigt sich, daß einmal bei trapezoidalem Statorstrom die Induktionsamplitude etwa 50% größer als bei sinusförmiger Speisung ist. (Bem.: Der für den Wirbelstrom wichtige Magnetfluss ist aber nur etwas über 20% größer). Weiterhin erscheint der Induktionsverlauf der 6-strängigen Topologien wesentlich harmonischer als der von 3-2 Modellen. Die mit der endlichen Strangzahl verbundenen Oberwellen und die mit der nichtharmonischen Speisung verbundenen Oberschwingungen induzieren natürlich auch neben der Grundwelle zusätzliche Ströme im Rotor. Es stellt sich nun die Frage, ob diese Ströme auch wesentlich zur Momentenbildung beitragen oder ob sie aufgrund der schlechten Phasenlage nur Verluste verursachen.

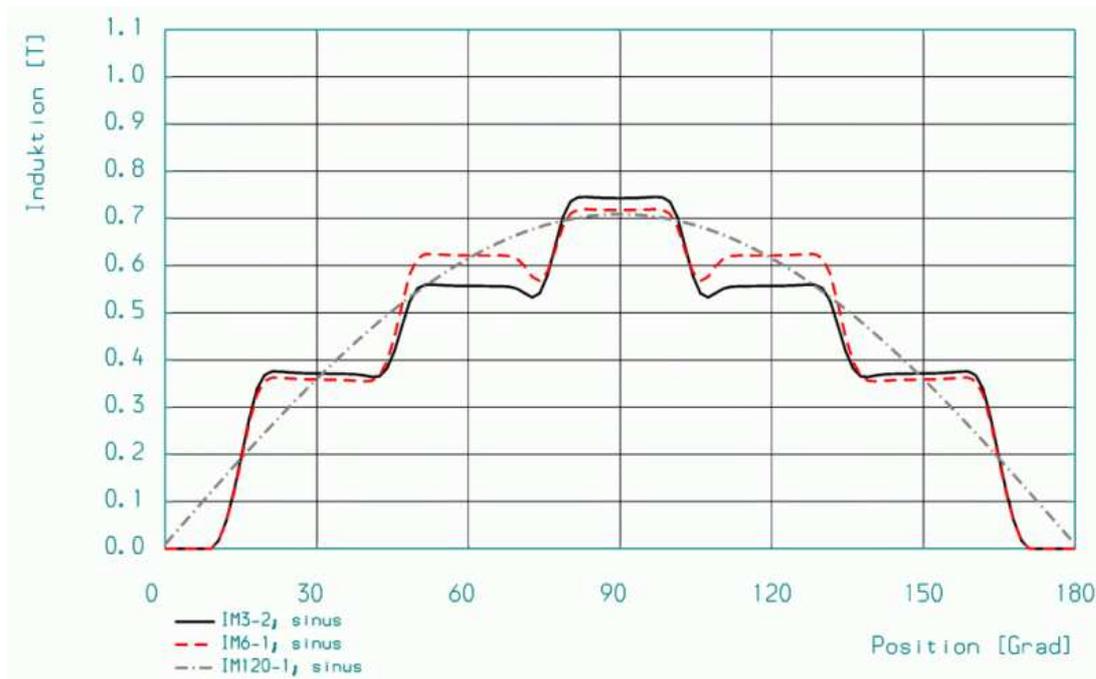


Abb. 5a: Momentane Leerlauf-Induktionsverteilung an der Oberfläche der Reaktionsschiene der verschiedenen ASM-Modelle bei zeitlich sinusförmiger Speisung (INDOWSB2)

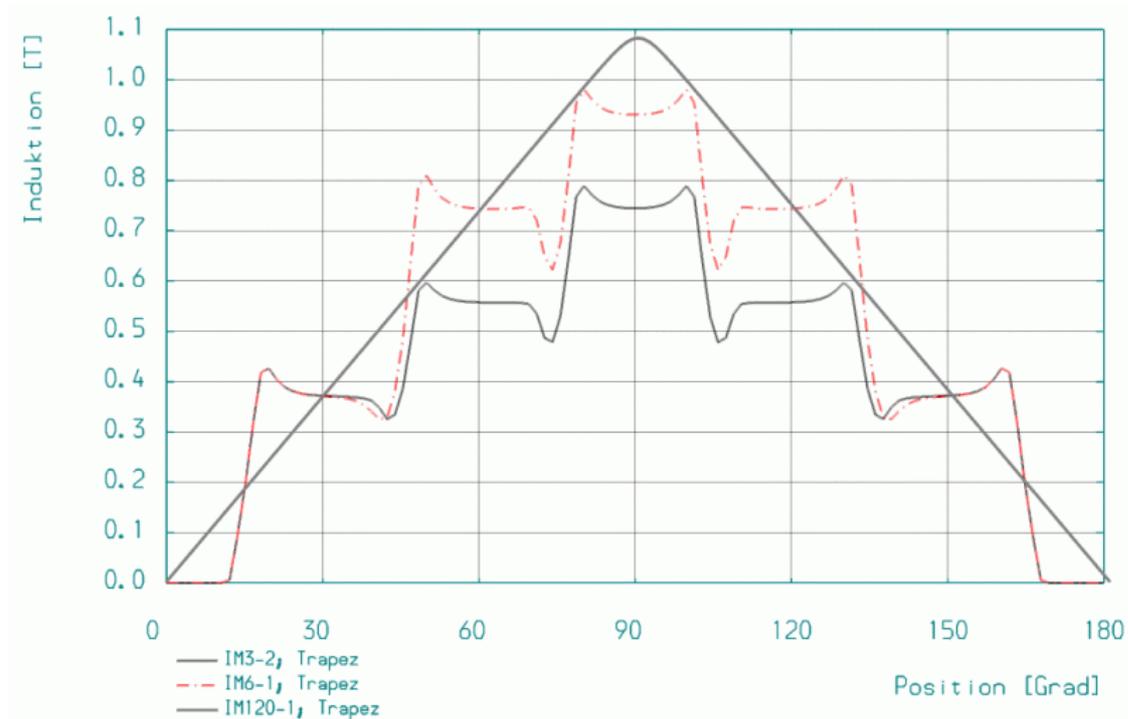


Abb. 5b: Momentane Leerlauf-Induktionsverteilung an der Oberfläche der Reaktionsschiene der verschiedenen ASM-Modelle bei zeitlich trapezförmiger Speisung (INDOWTB2)

Tab. 2: Fourierzerlegung der örtlichen Induktionsverläufe:
(Es werden nur bez. Oberwellenwerte > 1% angegeben)

Modell:	Effektivwert	AMPL(1)	AMPL(3)/AMPL(1)	AMPL(5)/AMPL(1)	AMPL(7)/AMPL(1)	AMPL(11)/AMPL(1)
IM3-2sin	$4.77d_{10}^{-1}$	$6.683d_{10}^{-1}$		$5.936d_{10}^{-2}$	$3.238d_{10}^{-2}$	$1.071d_{10}^{-1}$
IM6-1sin	$4.933d_{10}^{-1}$	$6.920d_{10}^{-1}$				$1.069d_{10}^{-1}$
IM ∞ -1sin	$5.032d_{10}^{-1}$	$7.711d_{10}^{-1}$				0.0
IM3-2Trap	$4.833d_{10}^{-1}$	$6.710d_{10}^{-1}$		$6.306d_{10}^{-2}$	$3.604d_{10}^{-2}$	$1.342d_{10}^{-1}$
IM6-1Trap	$6.012d_{10}^{-1}$	$8.351d_{10}^{-1}$	$6.102d_{10}^{-2}$			$1.331d_{10}^{-1}$
IM ∞ -1Trap	$6.421d_{10}^{-1}$	$9.019d_{10}^{-1}$	$1.082d_{10}^{-1}$	$3.895d_{10}^{-2}$	$1.832d_{10}^{-2}$	

3.2 Vergleich der Momente bei unterschiedlicher Speisung

In **Abb. 6** sind u.a. die bekannten Moment-Schlupf Beziehungen für die drei untersuchten Modelle bei sinusförmiger Speisung dargestellt.

Bemerkungen:

- 1) Die Momente sind zeitliche Mittelwerte für den jeweiligen Schlupfwert. Diese stimmen aber bei konventionell sinusförmig gespeisten Massivläufer-ASM mit den entsprechenden Momentanwerten überein.
- 2) Diese Momentenverläufe wurden mit dem klassischen numerischen Feldberechnungsprogramm für quasistationäre Zustände bei zeitlich sinusförmigen Abhängigkeiten ermittelt (L 4).

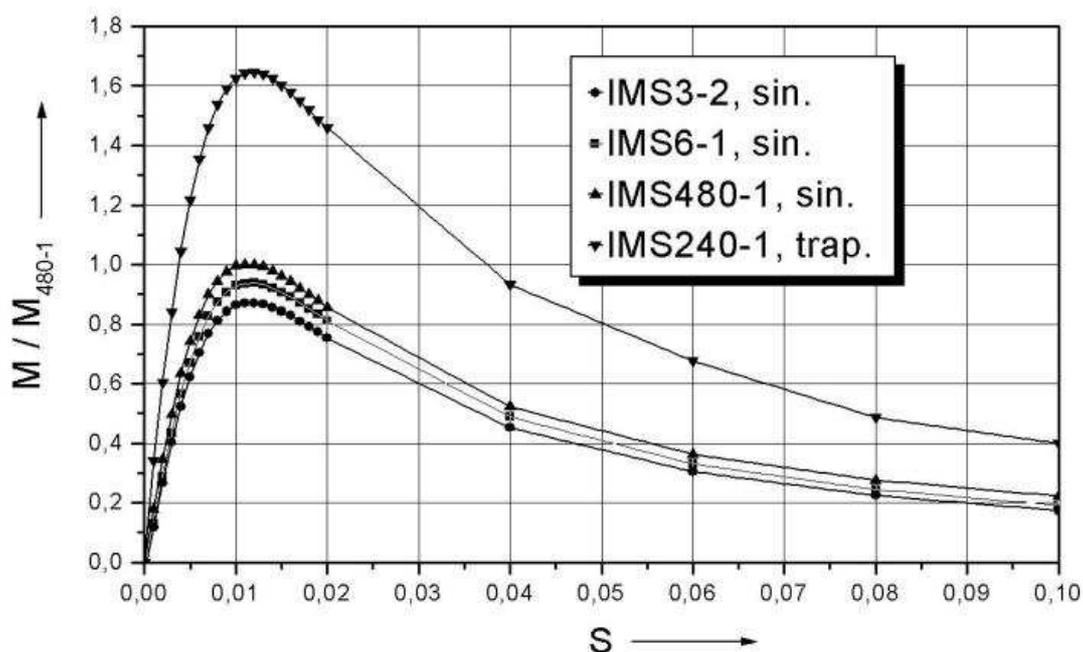


Abb. 6: Moment der verschiedenen ASM-Modelle als Funktion des Schlupfes.
(Bez. auf das Kippmoment von Modell ∞ -1 bei sinusförmiger Speisung) (FX)

Wie die in **Tab. 2** aufgezeigten Induktionsgrundwellen für die unterschiedlichen Topologien bereits vermuten ließen, sind die erzielbaren Leistungen von Maschinen endlicher Strangzahl kleiner als bei der reinen Grundwellenbetrachtung. Gemäß der in **Tab. 3** zusammengefassten Ergebnisse der Momentenberechnung hält sich jedoch die Reduzierung der Momente von Maschinen endlicher Strangzahl bei sinusförmiger Speisung in Grenzen. Wesentlich dramatischer wirken sich bei Schichtläufermaschinen jedoch die Oberwellen auf die Zusatzverluste aus. Bei Maschinen mit kleiner Strangzahl steigen diese enorm an. Verglichen mit dem Läuferwirkungsgrad von 99% der Grundwellenmaschine reduziert sich daher der Wirkungsgrad auf ca. 95%.

Zum Vergleich mit den sinusförmig gespeisten Maschinen ist in **Abb. 6** der Sonderfall einer trapezförmig gespeisten Maschine mit sehr großer Strangzahl eingezeichnet. Wie aufgrund der Leerlauf-Induktionswelle zur erhoffen war, ist mit dieser Speiseart eine erhebliche Leistungssteigerung (ca. 63%) verbunden. Dieser Wert ist weit größer als aus dem Verhältnis der Induktionsgrundwellen dieser beiden Maschinen (1,17) zu erwarten ist. Dies kann nicht anders gedeutet werden, als dass die Zusatzwellen wesentlich zur Momentenbildung beitragen. Da die in **Tab. 3** zusammengefassten Momenten- und Verlustwerte auch für die Maschine mit Rechteckspeisung einen optimalen Leistungsumwandlungs-Wirkungsgrad von 1-Schlupf=99% aufzeigen, müssen auch alle Oberwellen mit gleicher Intensität wie die Grundwelle zur Momentenbildung beitragen. Physikalisch sind die die Momentenbildung bestimmenden Induktions- und Stromverläufe in **Abb. 8** dargestellt. Siehe zum Vergleich **Abb. 3**.

Die Frage lautet nun, zeigen auch die Maschinen mit endlicher Strangzahl diese Leistungspotentiale.

Wie bereits mehrfach erwähnt, müssen zur Ermittlung der Betriebseigenschaften von Induktionsmaschinen bei nichtharmonischer Speisung – \dot{B} im Induktionsgesetz nicht sinusförmig– die Feldgleichungen transient durch eine zusätzliche zeitliche Integration gelöst werden [4]. D.h. es muss z.B. zur Berechnung des Momentes bei einem bestimmten Schlupfwert der ganze zeitliche Einschwingvorgang berechnet werden. Etwas einfacher gestaltet sich ein Hochlaufvorgang, bei dem der Endwert der Berechnung z.B. bei $s=s_1$ als guter Anfangswert für $s=s_2$ usw. genommen werden kann.

Die in **Abb. 7** und **Tab. 3** wiedergegebenen Ergebnisse zeigen, dass bei trapezförmiger Speisung der leistungsmindernde Einfluss einer endlichen Strangzahl und des damit verbundenen nichtharmonischen Induktionsverlaufes

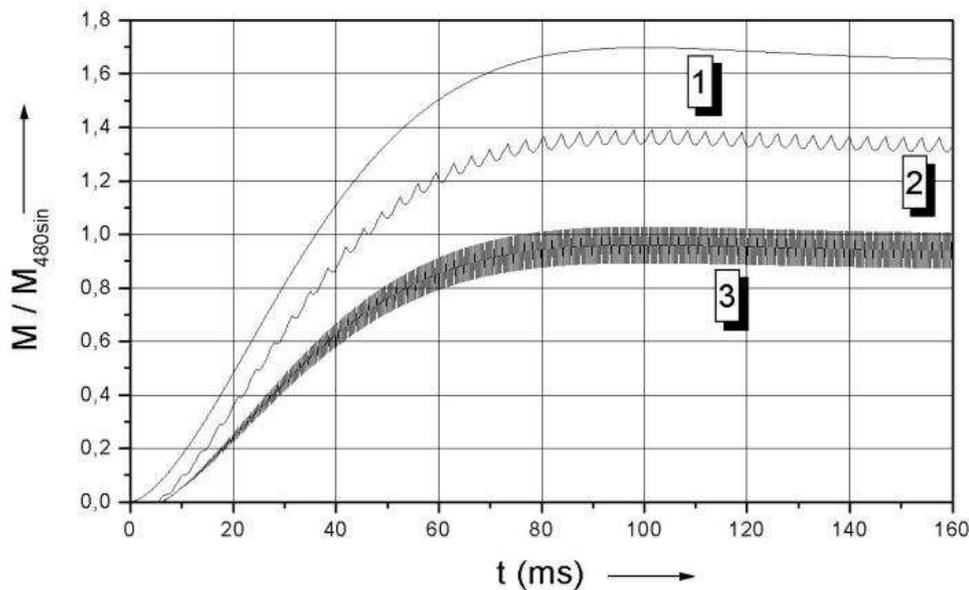


Abb. 7: Transienter Einschwingvorgang des Momentes bei trapezförmiger Speisung der verschiedenen ASM-Modelle. ($s=0.01$). (IMGFXT)
Modelle: 1: IMS240-1; 2: IMS6-1; 3: IMS3-2

wesentlich größer als bei einer sinusförmigen Speisung ist. Während bei einer sehr großen Strangzahl die Leistungssteigerung noch ca. 63% betrug, beträgt sie bei einer 6-strängigen Maschine nur noch ca. 40% gegenüber einer äquivalenten sinusförmig gespeisten Maschine (6-1). Vergleicht man aber weiterhin die Verlustleistungen miteinander, so wird das Potential dieser Speiseart mit einer Erhöhung der Verluste um ca. 55% bezahlt. Bei einer thermisch gut ausgenutzten Maschine kann die Leistungssteigerung daher vornehmlich nur zur Erhöhung der Dynamik, also zur Befriedigung von kurzzeitigen Grenzleistungen herangezogen werden, oder man muss den thermischen Haushalt neu auslegen.

Die Maschine mit 3-Statorsträngen weist bei ähnlich großen Verlustzuwächsen nur noch eine Leistungssteigerung von ca. 8% auf. Das kann zwar auch ausgenutzt werden, aber es muss auf einen Umstand hingewiesen werden, der sich aus der numerischen Simulation gerade für die Maschine mit 3 Strängen ergab. Durch die Wirkungen der Oberwellen und –schwingungen kommt es zu dynamischen Induktionsvorgängen, die bewirken, dass sich die Phasenlage zwischen der Induktion und den Rotorströmen ständig verschiebt. Dies führt zu sehr starken Momentenschwankungen (magnetisches Kopfsteinpflaster).

Tab. 3: Momente und -verluste der Maschinentypen bei $s=1\%$ ($\approx s_k$)
(bezogen auf die Werte von Modell IM_{∞} -1sin bei $s=1\%$;))

Modell:	P'_v	M'
IM3-2sin	4.805	0,878
IM6-1sin	4,767	0,946
IM $_{\infty}$ -1sin	1	1
IM3-2Trap	6,111	0,946
IM6-1Trap	7.5	1.321
IM $_{\infty}$ -1Trap	1,628	1,628

Wie bereits oben erwähnt, folgt aus **Tab. 3** der erfreuliche Umstand, dass Modell IM_{∞} -1Trap wegen der fehlenden Oberwellenverluste praktisch die gleichen spez. Verluste wie die Grundwellenmaschine aufweist. Die physikalischen Gegebenheiten dieser Maschine (Statorstrom, Luftspaltinduktion und Rotorstromdichte) sind in **Abb. 8** widergegeben. Aus dem rechteckförmigem Statorstrom erfolgt aufgrund des Durchflutungsgesetzes ein dreieckförmiger Induktionsverlauf und hieraus aufgrund des Induktionsgesetzes ein –zwar abgerundeter– aber ähnlich gestalteter Rotorstromverlauf (Bem. bei kleineren Luftspalten wird auch dieser dreieckförmig).

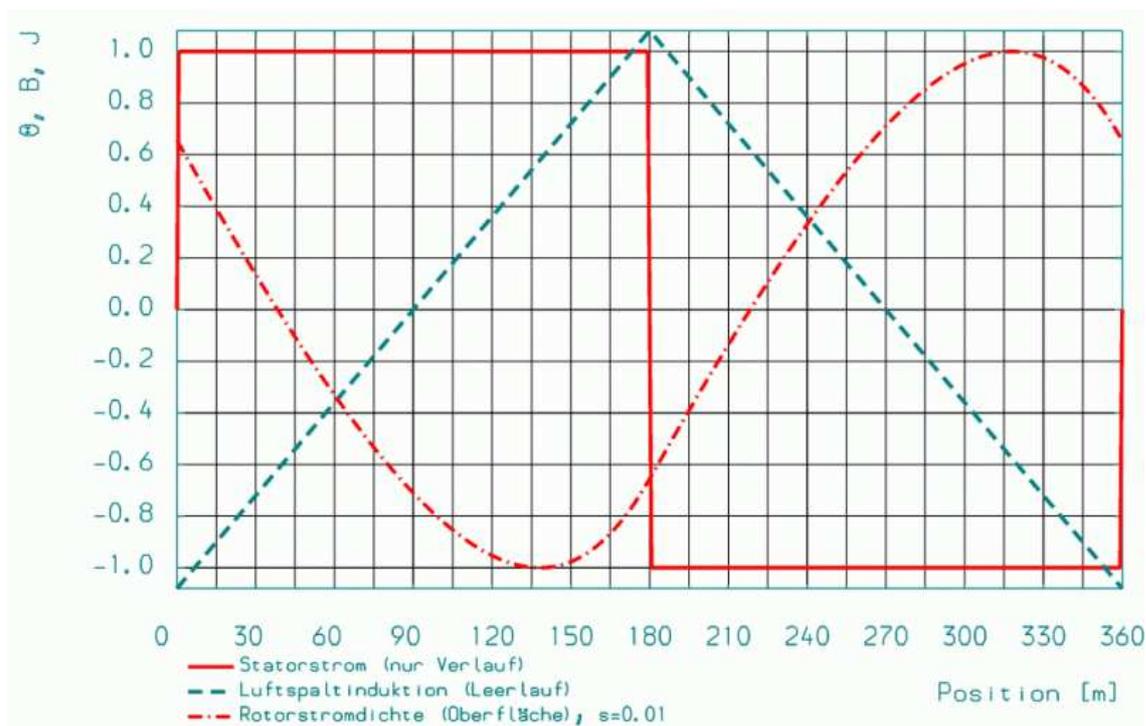


Abb. 8: Verlauf des Statorstroms (prinzipiell), der Leerlaufinduktion und der Rotorstromdichte (skaliert) an der Rotoroberfläche bei trapezförmiger Speisung (ASMGRTRA) bei $s=0.01$.

Die Phasenverschiebung zwischen Induktion und Rotorstrom ist praktisch identisch zu der bei der Grundwellenbetrachtung (s. **Abb. 4**).

4 REDUZIERUNG DER OBERWELLENVERLUSTE

Während bei konventionellen ASM mit zwangsgeführten Sekundärströmen (Käfig- bzw. Schleifringläufer) durch Schrägung der Nuten die Nutungs- oberwellen-Verluste reduziert werden können, kann dies bei Massivläuferasynchronmaschinen in gleichem Maße durch Schlitzung der Sekundärschiene erfolgen. Hierbei paart man z.B. axial gerichtete Statornuten mit geschrägten Schlitzten, oder, wie in den **Abb. 9-10b** dargestellt, schrägt man die Statornuten und schlitzt die Rotorschiene achsenparallel.

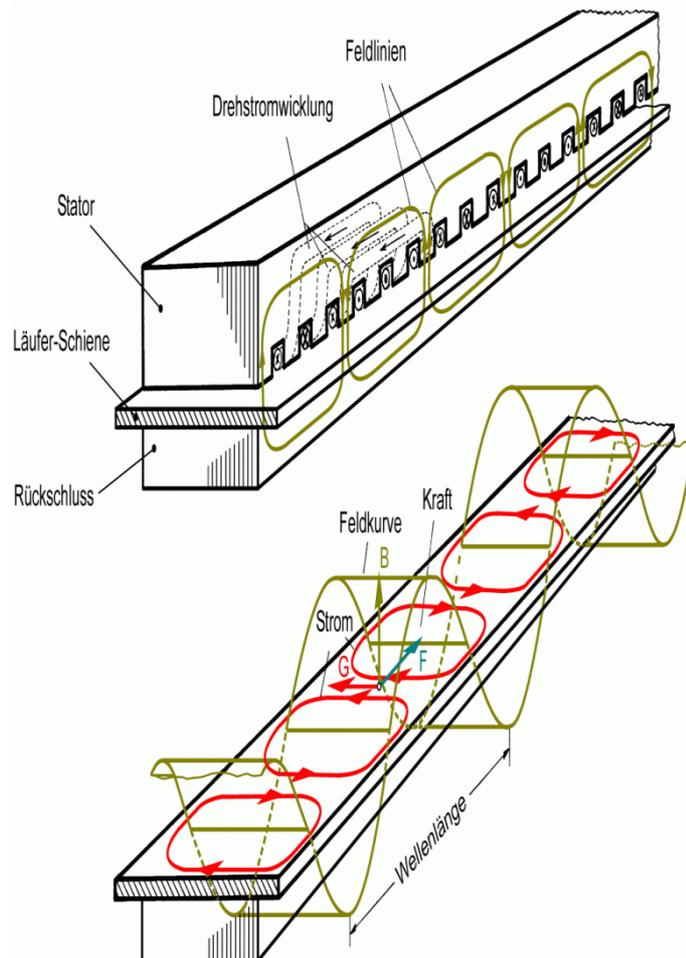


Abb. 9: Aufbau, Feld- und Stromverlauf eines einseitigen linearen Asynchronmotors (00130My)

Die Wirkung dieser Leitfähigkeitsunterbrechung auf den Stromverlauf im aktiven Bereich der Maschine ist **Abb. 10b** zu entnehmen. Die Berechnungen wurden mit dem in [6] beschriebenen numerischen Feldberechnungsprogramm unter Berücksichtigung der 2-dimensionalen Wirbelstromverteilung im Massivrotor durchgeführt. Die Rechnungen besonders der Schrägungs-Feinabstimmung für hochdrehende Maschinen sind z.Zt. noch nicht beendet

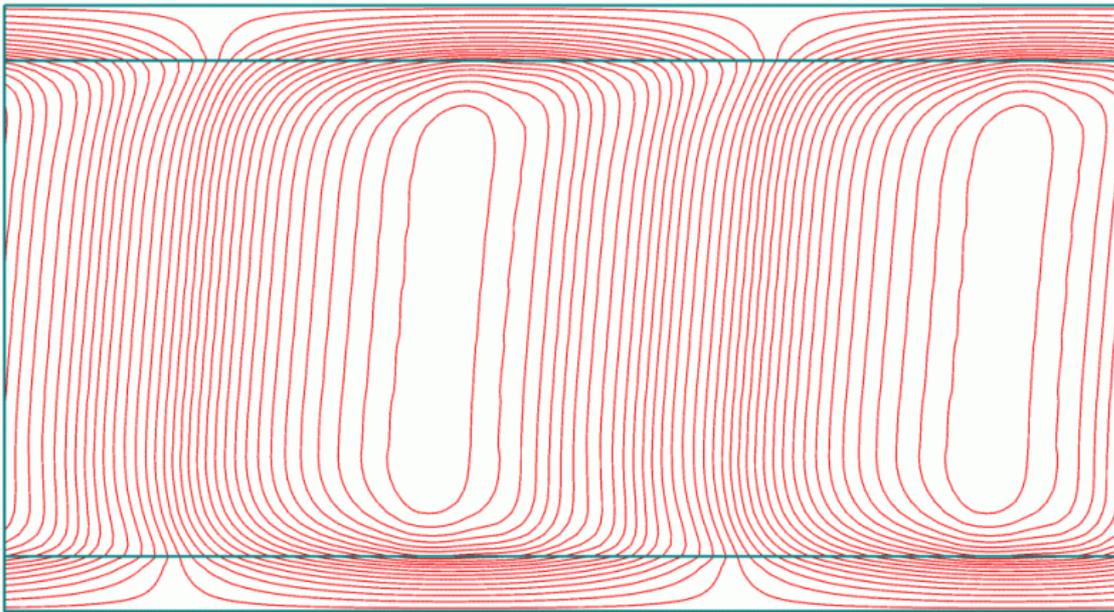


Abb. 10a: Wirbelstromverteilung in der Reaktionsschiene einer
Massivläufer-ASM mit geschrägten Statornuten (EDDY1C)

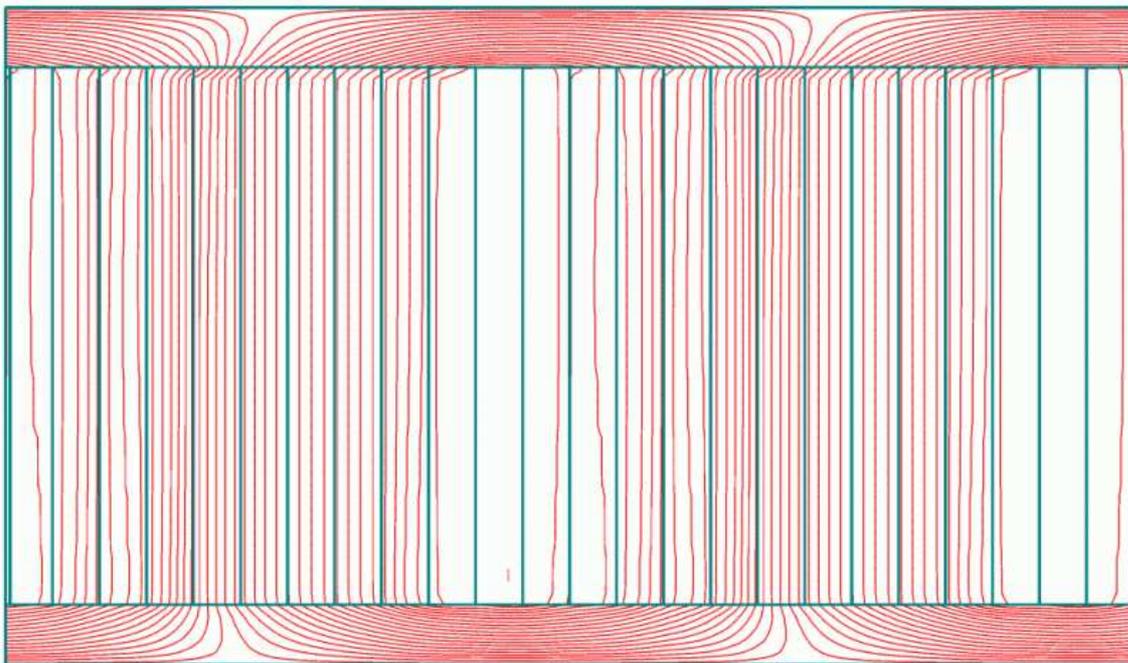


Abb. 10b: Einfluss von Schlitznuten auf den Wirbelstromverlauf in der
Reaktionsschiene (EDDY2C)

5 ZUSAMMENFASSENDE BEWERTUNG

Bei einer nicht-sinusförmigen, in diesem Fall trapezförmigen Speisung bewirkt bei einer ∞ großen Strangzahl (hier $m_s=480$), dass das Moment etwas mehr als

das Quadrat des Grundwellenfaktors eines Rechtecks $\left(\frac{4}{\pi}\right)^2 \approx 1.6214$ steigt.

Dieses Potential findet sich in abgeschwächter Form auch bei den Maschinen mit endlicher Strangzahl wieder.

Wenn man jedoch eine sinusförmige Speisung mit dem gleichen Effektivwert wie dem der Rechteckspeisung annimmt –die Amplitude des Sinus ist $\sqrt{2} \approx 1.414$ mal größer als der Dachwert des Trapezes–, so wird eine Verdoppelung und nicht nur eine ca. 63% Leistungssteigerung erzielt.

Zieht man jedoch die thermischen Gegebenheiten (Durchlass-, Schaltungsverluste und Schaltfrequenz) von elektronischen Leistungsschaltern mit ins Kalkül, so ist eine sinusförmige Speisung mit gleichem Effektivwert wie der von trapezförmiger Stromform nur erlaubt, wenn die Summe der Schalt- und Durchlassverluste in den Leistungshalbleitern konstant bleibt. Dabei zeigt sich, dass die Schaltverluste bei trapezoidaler Speisung wegen der geringeren Anzahl von Schaltungen kleiner sind, somit also höhere Durchlassverluste zugelassen werden können. Dies ist vornehmlich für Schalter mit großen Typenleistungen und inhärent begrenzter Schaltfrequenz von erhebliche Bedeutung.

6 REFERENZEN

- [1] I. Boldea, S.A. Nasar: Linear motion electromagnetic systems. WILEY-INTERSCIENCE; John Wiley&Sons; ISBN 0-471-87451-5.
- [2] J. Lippek: Vielphasen-Asynchronmaschine mit Wechselrichterspeisung (Studienarbeit am IMAB. Betr. durch H. May)
- [3] H. Weh, H. May: Numerical calculations on magnetic circuits. Europhysics Conference Abstracts; European Physical Society Conference: Soft Magnetic Materials 4; Münster (Germany), 11-14 Sept. (1979)
- [4] H. May, W. Schmid, H. Weh: Numerische Feldberechnung durch Diskretisierungsverfahren. Arch. Elektrotech. 69 (1986) 307-320
- [5] H. Weh, H. May, G. Kaupert: The Asynchronous Linear Motor as a Drive Unit for Belt Drives. ICEM; Sept. 5.-9. Budapest; (1982) 1000-1005
- [6] H. May: LIM2DC- Ein Programm zur numerischen Berechnung von Asynchronmaschinen. Eindimensionale Feld- und zweidimensionale Wirbelstromverteilung. Selbstverlag des IMAB