

# **Dreidimensionale transient-thermische Analyse eines Lineardirektantriebs mit MAXWELL und ANSYS**

M. Ulmer, W. Schinköthe, C. Brenner (IKFF)

Beitrag zur

**ANSYS Conference &  
28. CADFEM Users' Meeting**

03. - 05. November 2010

© 2010 Institut für Konstruktion und Fertigung in der Feinwerktechnik

# Dreidimensionale transient-thermische Analyse eines Lineardirektantriebs mit MAXWELL® und ANSYS®

Dipl.-Ing. Matthias Ulmer, Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Schinköthe, Christoph Brenner

Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Fertigung in der Feinwerktechnik (IKFF)

Stuttgart, Deutschland

## Summary

In der Automatisierungstechnik kann ein stärkerer Trend hin zu elektrodynamischen Lineardirektantrieben beobachtet werden. Dies liegt mit daran, dass Lineardirektantriebe inzwischen kostengünstiger angeboten werden wie vor einigen Jahren. Um eine Überhitzung und die damit verbundene Zerstörung kritischer Bauteile eines Antriebs zu verhindern, ist es wichtig das thermische Verhalten des Motors zu kennen und die maximal zulässige Verlustleistung zu begrenzen. Mit Hilfe der FEM-Simulationswerkzeuge MAXWELL und ANSYS sowie der Software Matlab wurde eine thermische Analyse eines Lineardirektantriebs mit pulsweitenmodulierter Ansteuerung durchgeführt. Eine gekoppelte Simulation ist auf Grund der zeitlichen Diskrepanz zwischen der magnetischen und thermischen Domäne nicht realisierbar.

An einem einfachen Modell, bestehend aus einem Spulenstrang und beidseitigem Rückschluss, wurde in einem ersten Schritt ein Einschaltvorgang transient simuliert. Anschließend wurden die bewegungsbedingten Wirbelstromverluste und die ohmschen Verluste des verfahrenen Motors für ein vorgegebenes Verfahrprofil mit Maxwell bestimmt.

Um die extrem hohen Rechenzeiten der transienten FEM-Berechnung zu umgehen, wurde in Matlab durch numerische Lösung der globalen Differentialgleichung des elektrischen und des mechanischen Teilsystems ein Programm zur Berechnung der ohmschen Verlustleistung erzeugt. Dieses berechnet den nötigen Stromverlauf und damit die ohmsche Verlustleistung zu einem vorgegebenen Verfahrprofil. Die analytisch abgeschätzten Wirbelstromverluste sowie die ohmschen Verluste wurden dann in ANSYS als Last definiert. Die konvektiven Randbedingungen wurden über Ähnlichkeitskennzahlen in Abhängigkeit der Temperatur berechnet und als solche in ANSYS hinterlegt. Außerdem wurden die Dichte, die spezifische Wärmekapazität und eine anisotrope Wärmeleitfähigkeit für ein imaginär homogenes Material der Spule nach der „rule of mixture“ berechnet.

Durch systematischen Einsatz von FEM und numerischer Lösung von Differentialgleichungen konnte ein Modell mit relativ geringem Rechenaufwand erstellt werden, welches nun die Grundlage für gezielte thermische Optimierungsmaßnahmen an diesem Lineardirektantrieb bildet.

## Keywords

ANSYS, MAXWELL, MATLAB, FEM, MAGNETOSTATISCH, STEADY-STATE, TRANSIENT, THERMISCH, LINEARDIREKTANTRIEB

## 1. Einleitung und Motivation

Lineardirektantriebe halten immer stärker Einzug in die Automatisierungstechnik, da diese inzwischen günstiger angeboten werden wie vor einigen Jahren. Um diese Antriebe jedoch kostengünstig auf die jeweilig gewünschte Anforderungen auszulegen und zu dimensionieren, ist eine Simulation im Vorfeld unumgänglich.

Neben der Auslegung des Magnetkreises müssen ebenso die mechanische, elektrische und auch thermische Seite des Motors betrachtet werden. Die einzelnen Teilsysteme eines Antriebs sind jedoch stark voneinander abhängig und können daher nicht unabhängig voneinander betrachtet werden. Der Fokus dieses Beitrags liegt zum einen auf der Bestimmung der Verlustleistung im Antrieb, die darauf basierende thermische Auslegung unter Berücksichtigung von unterschiedlichen Randbedingungen, sowie die Verifikation der Simulation durch Messungen.

## 2. Grundlagen

Einführend sollen zunächst einige Grundlagen zu Lineardirektantrieben und speziell der für diese Untersuchung verwendete Motor näher erläutert werden.

### 2.1 Abstrahierte Teilsysteme im Antrieb

Die Grundstruktur eines elektrodynamischen Antriebs kann in vier Teilsysteme eingeteilt werden. Fig. 1 zeigt die vier Ersatzschaltbilder des mechanischen, elektrischen, magnetischen und thermischen Teilsystems eines elektrodynamischen Motors und verdeutlicht anhand der Koppelfunktionen die Verknüpfung der einzelnen Teilsysteme untereinander [1]. Die thermische Wechselwirkung mit dem magnetischen Kreis und die Rückwirkung des thermischen Systems auf das elektrische sind hierbei nicht dargestellt.

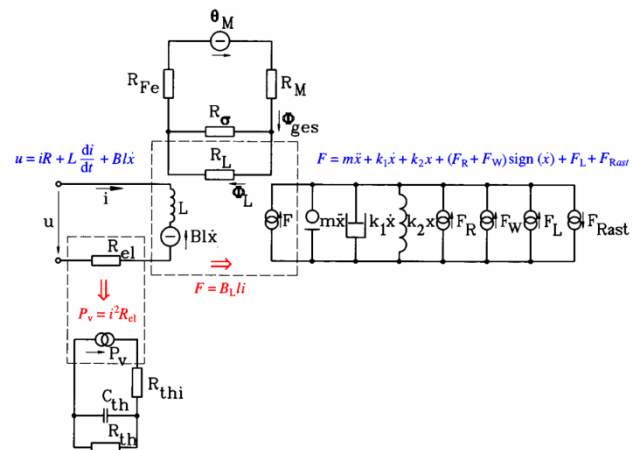


Fig.1: Abstrahierte Grundstruktur eines elektrodynamischen Antriebssystems [1]

### 2.2 Elektrodynamisches Wirkprinzip

Elektrodynamische Antriebe basieren auf dem Prinzip der Lorentzkraft, der Kraftwirkung magnetischer Felder auf bewegte Ladungen. Bewegt sich eine Ladung  $q$  mit der Geschwindigkeit  $v$  in einem Magnetfeld  $B$ , so erfährt sie die Kraft  $F$ :

$$\vec{F}_{Lorentz} = q \cdot \vec{v} \times \vec{B} \quad (2.1)$$

Befindet sich nun ein vom Strom  $I$  durchflossener Leiter der Länge  $l$  in einem zum Leiter senkrecht stehenden Magnetfeld  $B$ , so kann die Formel vereinfacht werden zu:

$$F_{Lorentz} = B \cdot l \cdot I \quad (2.2)$$

### 2.3 Aufbau des vorgestellten Antriebs

Der hier eingesetzte Antrieb ist ein dreisträngiges System in Flachspulbauweise. Dieser ist als Gesamtaufbau ohne Führungssysteme schematisch in Fig.2 dargestellt. Unten befindet sich ein Eisenrückschluss auf dem die Magnete wechseelpolig angebracht sind. Am oberen Rückschluss sind die Spulen befestigt. Zusätzlich ist das Motionband transparent dargestellt. Dieses grenzt den simulierten Verfahrbereich in X-Richtung ein.

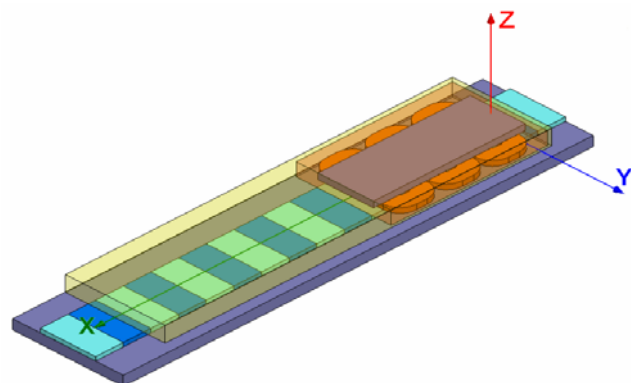


Fig.2: Lineardirektantrieb in Flachspulbauweise

## 2.4 Ansteuerung des Antriebs

Die heteropolare Bauart des Antriebs ermöglicht einerseits große Verfahrbewegungen, erfordert andererseits aber auch eine positionsabhängige Kommutierung. Die Ansteuerung des dreiphasigen Antriebs erfolgt mit einem pulsweitenmodulierten Sinussignal mit einer Phasenverschiebung der drei Stränge. In Fig. 3 ist eine Periode des Ansteuersignals dargestellt. Über den duty-cycle des Spannungssignals wird ein sinusförmiger Stromverlauf realisiert. Über die Ansteuerfrequenz kann hierbei die Auflösung des Signalverlaufs eingestellt werden.

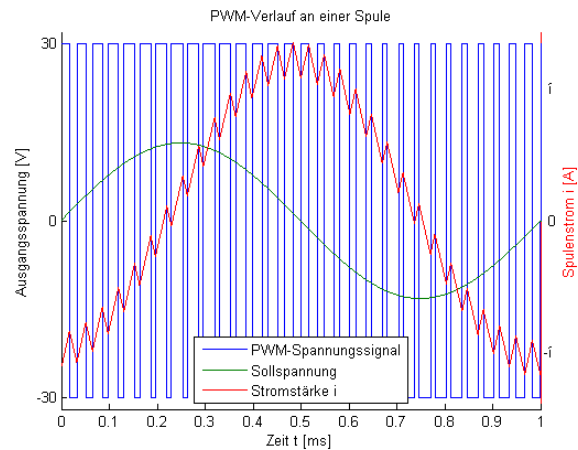


Fig.3: PWM-Signalverlauf

## 2.5 Verlustleistung im Lineardirektantrieb

Für eine thermische Betrachtung eines Antriebs sind zunächst die elektrischen und mechanischen Verluste, die zu einer Motorerwärmung führen, zu ermitteln. Die Gesamtverlustleistung setzt sich dabei aus insgesamt vier Teilen zusammen: Ohmsche Verlustleistung, Wirbelstromverluste, Hystereseverluste und mechanische Reibungsverluste in den Führungen [2].

$$P_V = P_{Ohm} + P_W + P_{Hys} + P_R \quad (2.3)$$

Die Ohmschen Verluste entstehen in den Erregerwicklungen im Läufer auf Grund des Stromflusses und des ohmschen Widerstands von Kupfer. Sie können direkt aus dem ohmschen Widerstand der Spule  $R_{Spule}$  und dem Quadrat der Stromstärke  $i$  berechnet werden:

$$P_{Ohm} = i^2 \cdot R_{Spule} \quad (2.4)$$

Bei einem sinusförmigen Stromverlauf ergibt sich die mittlere Verlustleistung aus dem Effektivwert des Stroms zu:

$$P_{Ohm} = i^2 \cdot R_{Spule} = (\hat{i}^2 / 2) \cdot R_{Spule} \quad (2.5)$$

Wirbelstromverluste entstehen durch senkrecht zur magnetischen Flussführung kreisförmigen Strömen in elektrisch leitfähigen Materialien. Sie können in bewegungsinduzierte und wechselfeldverursachte Verluste unterteilt werden. Mit der Vereinfachung, dass die sich zeitlich ändernde magnetische Flussdichte über den gesamten Rückschluss gleichmäßig verteilt ist, und unter der Vernachlässigung der Wirbelstromrückwirkung lassen sich die Wirbelstromverluste wie folgt abschätzen [3,4]. Dabei beschreiben  $b$ ,  $l$  und  $h$  das vom Fluss  $B$  durchsetzte Volumen,  $\kappa$  die spezifische elektrische Leitfähigkeit und  $\omega$  die Kreisfrequenz der Bewegung:

$$\bar{P}_W = \frac{1}{24} \cdot b^3 \cdot l \cdot h \cdot \kappa \cdot \omega^2 \cdot \bar{B}_\perp^2 \quad (2.6)$$

Hystereseverluste entstehen durch die Ummagnetisierung ferromagnetischer Materialien. Die dazu nötige Energie wird in Wärme umgesetzt. Dabei entspricht die unter einer Hystereseschleife eingeschlossene Fläche der Ummagnetisierungsarbeit einer Periode. Aufgrund der Symmetrie genügt dabei das Integral einer halben Hystereseschleife und die volumenspezifischen Hystereseverluste können wie folgt berechnet werden [2]:

$$W_{Hys-max} = 2 \cdot \int_{-\infty}^{+\infty} (B_\uparrow) dH \quad (2.7)$$

Die maximale Verlustleistung beim Durchlauf der gesamten Hystereseschleife kann bei der Frequenz  $f$  für das Volumen  $V_{FE}$  wie folgt berechnet werden:

$$P_{Hys-max} = f \cdot V_{FE} \cdot W_{Hys-max} \quad (2.8)$$

Reibungsverluste entstehen bei einem Lineardirektantrieb ausschließlich in den Führungsschienen. Diese sind im Allgemeinen aber auf Grund des sehr geringen Reibungskoeffizienten  $\mu$  bei den hier eingesetzten kugelumlaufgeführten Linearführungen sehr klein und können daher vernachlässigt werden. Die Reibungsverlustleistung kann wie folgt berechnet werden:

$$P_R = F_R \cdot v \quad \text{mit} \quad F_R = \mu \cdot F_N \quad (2.9)$$

### 3. Berechnung der Verluste

Die FEM-Simulation mit MAXWELL 3D ermöglicht zunächst eine Berechnung der möglichen Vorschubkraft des Motors, den magnetischen Feldverlauf sowie die ohmsche Verlustleistung in den Antriebsspulen. Allerdings sind mit einer dreidimensionalen FEM-Rechnung sehr hohe Rechenzeiten aufgrund der zeitlichen Auflösung des PWM-Signals verbunden. Deshalb wurde zum einen die Notwendigkeit der Abbildung des PWM-Signals untersucht und zum anderen parallel dazu ein mathematisches Simulationsmodell in MATLAB erstellt. Durch numerische Lösung der globalen Differentialgleichung des elektrischen und mechanischen Systems sind in MATLAB deutlich kürzere Simulationszeiten realisierbar. In MATLAB können damit die ohmschen Verluste berechnet sowie Wirbelstrom-, Hysteres- und Reibverluste abgeschätzt werden. Die Hysteres- und Reibverluste sind hier allerdings sehr gering und können daher bei diesem Modell vernachlässigt werden.

#### 3.1 Transiente Analyse mit PWM-Ansteuerung

Für die Simulation mit PWM-Ansteuerung zur Abschätzung der damit verbundenen Wirbelstromverluste wird der Spannungsverlauf  $u(t)$  als PWM-Signal vorgegeben. Für die Abbildung der PWM-Signale ist eine sehr geringe zeitliche Auflösung in der Simulation notwendig. In Fig. 4 ist der resultierende Stromverlauf mit und ohne PWM-Ansteuerung aus MAXWELL und MATLAB dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass sich der Stromverlauf bei beiden Simulationen von dem Stromverlauf ohne PWM-Signal kaum unterscheidet.

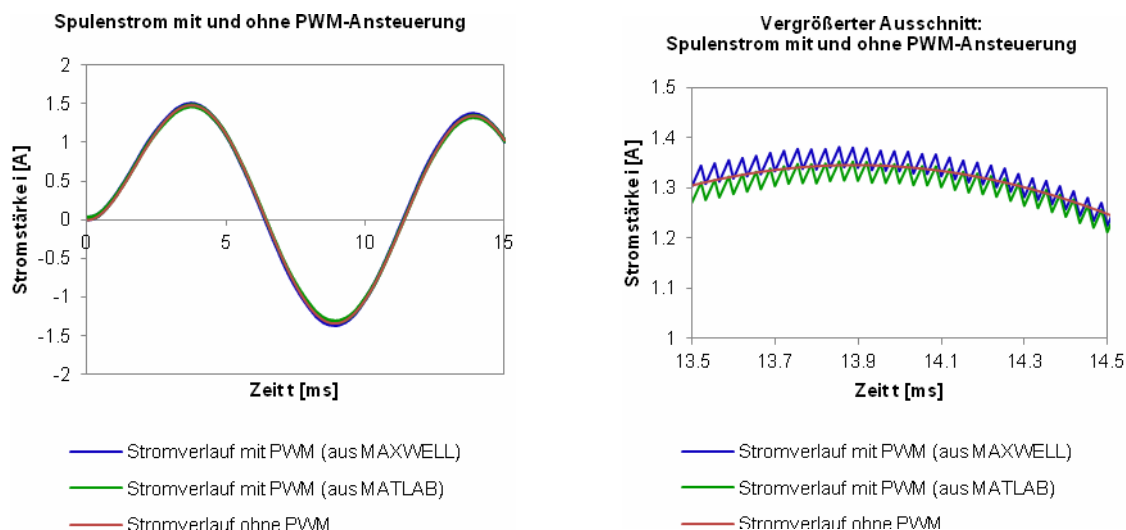


Fig.4: Simulierter Stromverlauf mit und ohne PWM-Ansteuerung

#### 3.2 Berechnung der Verlustleistung

Werden aus den berechneten Stromverläufen die ohmsche Verlustleistung und die Wirbelstromverluste mit und ohne PWM in MATLAB ermittelt, so zeigen sich auch hier in Fig. 5 kaum Unterschiede. Die Kurven fallen jeweils zusammen. Für weitere Untersuchungen kann daher die Verlustleistung ohne Berücksichtigung der PWM-Ansteuerung genutzt werden. Weiterhin ist zu erkennen, dass die Wirbelstromverluste, die aus der PWM-Ansteuerung resultieren, im Vergleich zu den ohmschen Verlusten vernachlässigbar klein sind. Die Wirbelstromverluste aufgrund der Bewegung können im Mittel für eine gegebene Geschwindigkeit abgeschätzt werden.

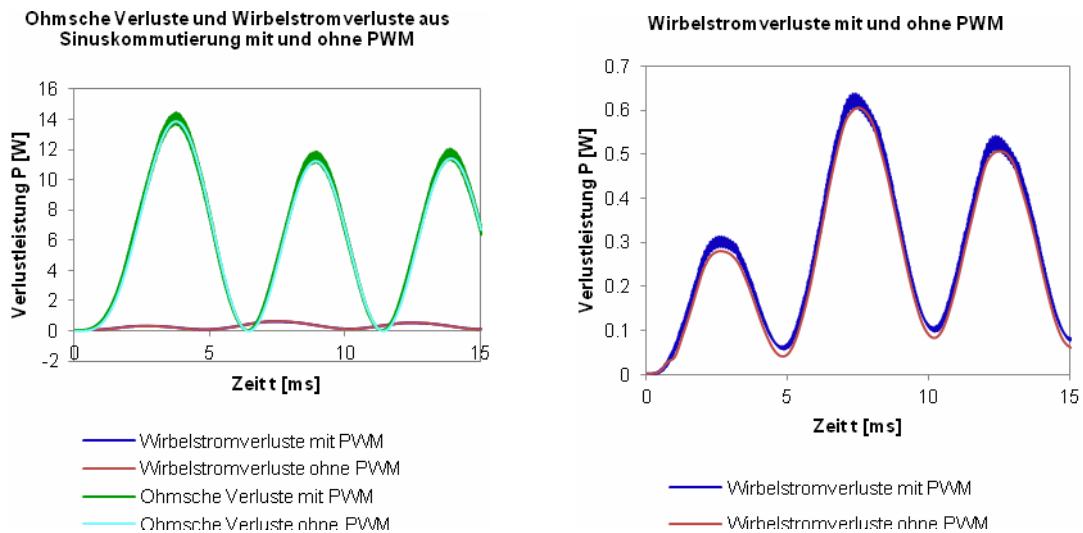


Fig.5: Ohmsche Verluste und Wirbelstromverluste

Bei der transienten elektromechanischen Analyse ist speziell der Anfahr- und Abbremsvorgang von Bedeutung. Durch das Beschleunigen beziehungsweise das Abbremsen entstehen hohe Stromspitzen, die je nach Fahrprofil einen maßgeblichen Einfluss auf die effektive mittlere Verlustleistung haben. Die Stromverläufe der einzelnen Stränge aus der Simulation in Fig. 6 zeigen deutlich, dass beim Umpolen der Spannung an den Umkehrpunkten und der damit kurzfristig gleichgerichteten bewegungsinduzierten Spannung es zu hohen Stromspitzen kommt.

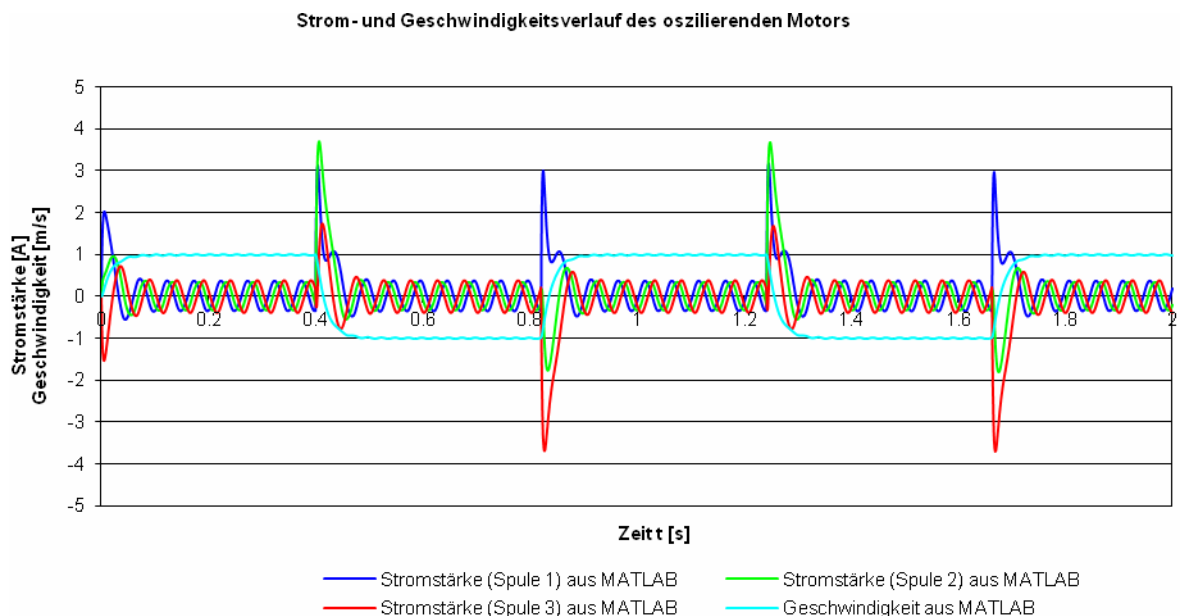


Fig.6: Stromverläufe und Geschwindigkeitsverlauf im oszillierenden Betrieb

Damit konnte gezeigt werden, dass die Lösung der globalen Differentialgleichung zur Bestimmung der Verlustleistung für weitere thermische Untersuchungen sehr gut mit den Ergebnissen aus der FEM-Rechnung übereinstimmt.

#### 4. Thermische Analyse

Die berechneten Verlustleistungen werden in einem weiteren Schritt als Randbedingung in einer thermisch-transienten Simulation als Last vorgegeben. Für das vorgegebene Verfahrenprofil in der Simulation sind weiterhin noch Wärmeübergänge, Konvektions- und Strahlungsrandbedingungen zu definieren.

##### 4.1 Definition der Randbedingungen

Für die Definition der Konvektion an der Systemgrenze wird die Wärmeübergangszahl  $\alpha_K$  benötigt. Diese ist abhängig von der Geometrie, der Strömungsgeschwindigkeit und der Temperaturdifferenz an der Systemgrenze. Sie kann über dimensionslose Kennzahlen der Ähnlichkeitstheorie und den entsprechenden Korrelationsgleichungen für unterschiedliche Bewegungen in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur berechnet werden.

Die Wärmestrahlungsrandbedingung wird über den Emissionsgrad  $\epsilon$  definiert. Dieser ist hauptsächlich vom Material und der Oberflächenbeschaffenheit abhängig und kann aus einschlägiger Literatur entnommen werden.

Innerhalb des Systems ist die Wärmeausbreitung hauptsächlich durch den Wärmeleitungsübergang zwischen Spulen und Rückschluss definiert. In Fig. 7 ist ein Teilquerschnitt einer Spule dargestellt. Der nicht ideale Übergang zwischen Spule und Rückschluss kann über eine Kontaktdefinition oder einer zusätzlichen Zwischenschicht mit fiktiven Materialparametern berücksichtigt werden [7]. Die Dicke der Zwischenschicht kann in Abhängigkeit des Drahtdurchmessers abgeschätzt werden.

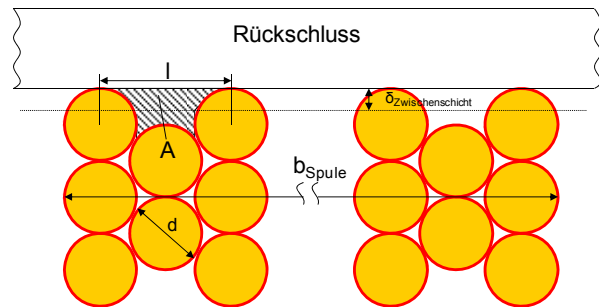


Fig.7: Querschnitt einer Spule

$$\delta_{Zwischenschicht} = \frac{A}{l} = \frac{d}{4\sqrt{3}} \cdot (3\sqrt{3} - \pi) \quad (4.1)$$

Ein weiteres wichtiges Augenmerk bei der Definition der thermischen Randbedingungen liegt auf der Wärmeleitung innerhalb der Spule. Nach [6] entsteht hierbei ein Temperaturprofil über den Querschnitt der Spule. Eine Abbildung von einzelnen Windungen einer Spule ist im dreidimensionalen nicht sinnvoll. Daher wird die Spule als Volumenkörper modelliert und bekommt ein anisotropes richtungsabhängiges Material zugewiesen. In Fig. 8 und Fig. 9 ist schematisch die Vorgehensweise zur Berechnung der anisotropen Materialparameter dargestellt. In Fig. 8 ist die Wärmeleitung in die Zeichenebene hinein und in Fig. 9 die Wärmeleitung in der Zeichenebene betrachtet.

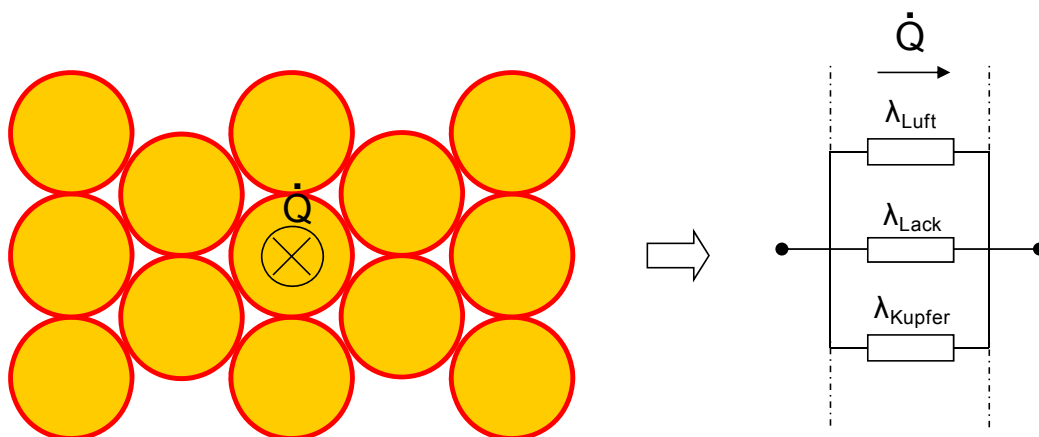


Fig.8: Wärmeleitung innerhalb einer Wicklung in die Zeichenebene hinein

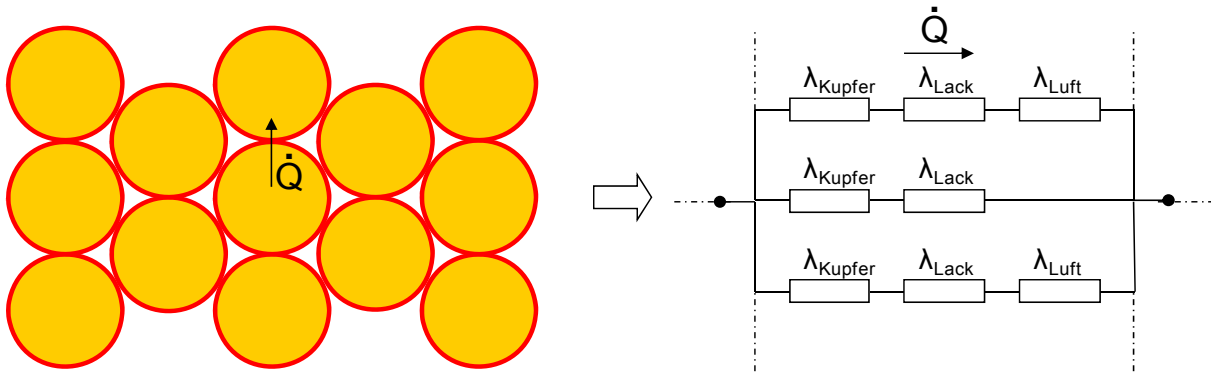


Fig.9: Wärmeleitung innerhalb einer Wicklung in der Zeichenebene

Da die anisotrope Materialdefinition richtungsabhängig ist, muss in einem weiteren Schritt das Koordinatensystem jedes einzelnen Elements der Spulengeometrie in Wicklungsrichtung gedreht werden. Dies erfolgt mit Hilfe eines APDL-Codes.

#### 4.2 Temperaturabhängigkeit der Randbedingungen

Durch die Erwärmung des Motors ist zu beachten, dass auch der Widerstand in den Spulen ansteigt. Dabei ist  $R_{20}$  der Widerstand bei  $20^{\circ}\text{C}$ ,  $\alpha_{Cu}=3,9 \times 10^{-3}\text{K}^{-1}$  der Widerstandstemperaturkoeffizient von Kupfer und  $\Delta v$  die Temperaturänderung.

$$R = R_{20} \cdot (1 + \alpha_{Cu} \cdot \Delta v) \text{ mit } \alpha_{Cu} = 3,9 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1} \quad (4.2)$$

Bei konstanter Leistungsvorgabe der Endstufe würde bei steigender Temperatur die Stromstärke sinken. Bei einer geregelten Endstufe kann die Stromstärke im Rahmen der verfügbaren Spannung angepasst werden. Bei der transient-thermischen Simulation wird nach jedem Zeitschritt die aktuelle Temperatur bestimmt und der Strom gegebenenfalls angepasst.

Die Randbedingungen für Konvektion und Strahlung an der Systemgrenze werden ebenfalls in Abhängigkeit der Temperatur tabellarisch in ANSYS vorgegeben.

#### 4.3 Thermisch-transiente Analyse

Für die thermisch-transiente Simulation in ANSYS wird ein Zeitbereich von 3000 Sekunden gewählt. Damit kann die Temperaturverteilung für ein gegebenes Verfahrprofil im Dauerbetrieb bestimmt werden. In Fig. 10 ist das Ergebnis einer Simulation dargestellt. Die Halterungen bleiben mit ungefähr  $44^{\circ}\text{C}$  relativ kühl im Vergleich zum Rückschluss und den Spulen. Hierbei kann sehr gut die Temperaturverteilung innerhalb der Spulen beobachtet werden. Ebenfalls ist zu erkennen, dass sich die mittlere Spule stärker erwärmt als die beiden äußeren.

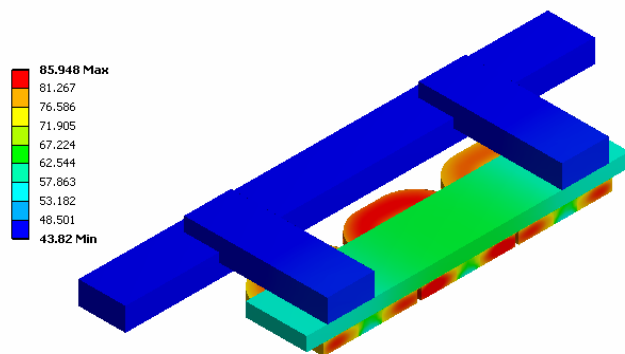


Fig.10: Temperaturverteilung

An einzelnen Stellen des Systems wurde die Temperatur über der Zeit simuliert. Diese Stellen entsprechen den Messpunkten am Versuchsstand. In Fig. 11 sind zwei Simulationen bei unterschiedlichen Verfahrprofilen abgebildet. Die Geschwindigkeit wurde bei beiden gleich gewählt. Der dargestellte Temperaturverlauf ist zum einen der mittleren Spule innen und außen und zum anderen der Oberflächentemperatur am Rückschluss zuzuordnen.



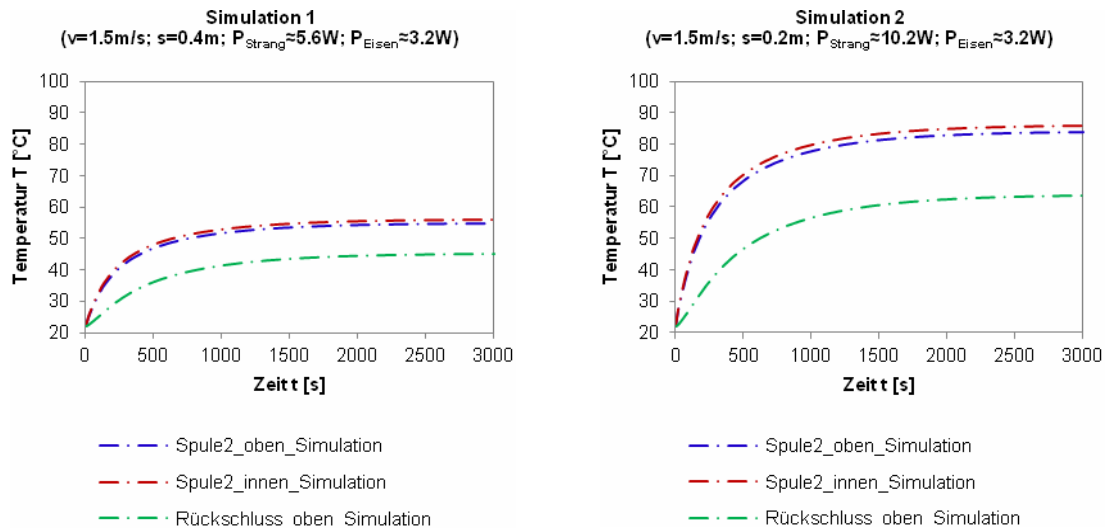


Fig.11: Temperaturverlauf der Simulation

### 5. Experimentelle Verifikation

Für die Verifikation der Simulationsergebnisse wurden Messungen an einem Versuchsstand durchgeführt. Dazu wurden Thermolemente an den vorgegebenen Positionen angebracht und die Temperatur über der Zeit aufgezeichnet. Der Vergleich mit der Simulation ist in Fig. 12 dargestellt. Unter Berücksichtigung der getroffenen Vereinfachungen und der Vielfalt an Einflussfaktoren kann hier von einer guten Übereinstimmung zwischen Simulation und Messung gesprochen werden. Die durchschnittliche prozentuale Standardabweichung liegt bei 8,4%.

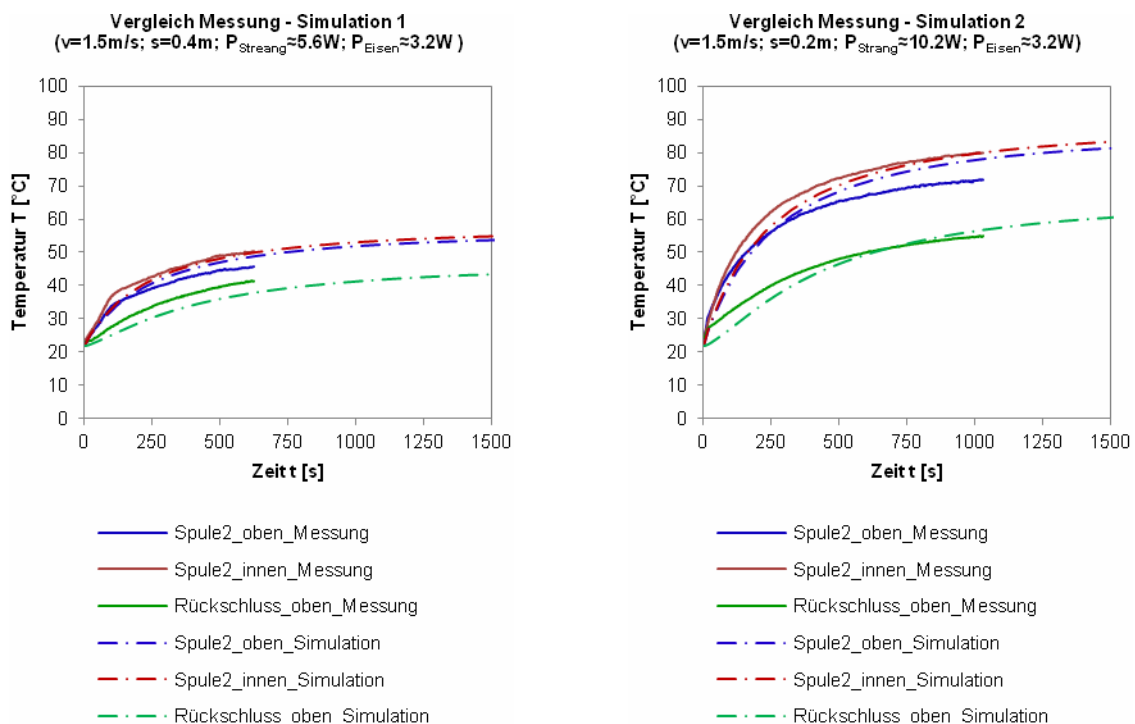


Fig.12: Vergleich der Temperaturverläufe zwischen Simulation und Messung

## 6. Zusammenfassung und Ausblick

Durch diesen Beitrag wurde beispielhaft an einem dreisträngigen Lineardirektantrieb in Flachspulbauweise das thermische Verhalten bei vorgegebenen Fahrprofilen auf Basis magnetischer, elektrischer und thermischer Randbedingungen simulativ bestimmt. Um die Diskrepanz der unterschiedlichen Zeitdomänen zu umgehen, wurde parallel zur FEM-Simulation das globale Differentialgleichungssystem des Motors mit Matlab berechnet. Dadurch konnte eine enorme Zeitersparnis erreicht werden.

Zu beachten ist, dass die simulative Auslegung immer nur für ein vorgegebenes Fahrprofil gültig ist. Werden andere Strecken, Lasten oder Geschwindigkeiten vorgegeben, so ist dafür eine erneute Simulation notwendig. Die Ergebnisse der Simulation wurden durch abschließende Temperaturmessungen am Motor bestätigt. Dabei konnte eine gute Übereinstimmung gezeigt werden. Durch systematischen Einsatz von FEM und numerischer Lösung von Differentialgleichungen konnte hier ein Simulationsmodell mit relativ geringem Rechenaufwand erstellt werden. Damit ist es nun möglich, bereits in frühen Entwicklungsphasen Aussagen zur Motorerwärmung und Einsatzumgebung zu treffen und diese in der Dimensionierung und Auslegung des Gesamtsystems zu berücksichtigen.

## 7. References

- [1] Schinköthe, W.: Aktorik in der Feinwerktechnik – Konstruktion, Berechnung und Anwendung mechatronischer Komponenten. Skript zur Vorlesung. 5. Auflage. Universität Stuttgart, IKFF, 2006.
- [2] Dannemann, M.: Dimensionierung und Optimierung feinwerktechnischer Lineardirektantriebe unter Beachtung parasitärer Effekte am Beispiel von Flach- und Tauchspulantrieben, Dissertation, Universität Stuttgart, IKFF, 2008.
- [3] Seidel, H.-U.; Wagner, E.: Allgemeine Elektrotechnik – Band 2. 2. Auflage. München, Wien: Carl Hanser Verlag, 2000.
- [4] Kuepfmueller, K.; Mathias, W.; Reibinger, A.: Theoretische Elektrotechnik. 18. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2008.
- [5] Brenner, C.: Thermische Analyse eines Lineardirektantriebs mit MAXWELL und ANSYS, Diplomarbeit am IKFF, Universität Stuttgart, 2010.
- [6] Kallenbach, E.: Der Gleichstrommagnet, Leipzig, 1969.
- [7] Ulmer, M.; Schinköthe, W.: Thermische Analyse der Antriebsspulen von Lineardirektantrieben mit MAXWELL und ANSYS, ANSYS Conference and 27. CADFEM Users' Meeting, Leipzig 18. bis 20. November 2009.