

Thermische Berechnung elektrischer Maschinen für dynamische Betriebsfälle

Möglichkeiten und Grenzen einfacher thermischer Modelle zur Temperaturüberwachung

Dipl.-Ing. Guntram Gelke, Univ. Prof. Dr.-Ing. Jana Kertzsch
Institut für Elektrotechnik, TU Bergakademie Freiberg

Thermal Model for Electrical Machines during Dynamic Operations

Possibilities and limits of simple thermal models for temperature monitoring

In this paper a thermal model for dynamic operations is proposed to calculate the transient temperature distribution in the electrical machine. With the help of the model it is possible to increase availability during overload operation. Temperature limit overrun can be avoided.

Abstract

In diesem Beitrag wird ein thermisches Modell beschrieben mit dem die Temperaturverteilung einer elektrischen Maschine während des dynamischen Betriebes berechnet werden kann. Die Maschine kann so ohne Überschreiten von Temperaturgrenzen weiter ausgenutzt werden.

1 Einleitung

Umrichter gespeiste elektrische Maschinen bieten einen hohen Wirkungsgrad bei flexiblem dynamischem Einsatz. Wechselnde Belastungen und Drehzahlen führen mit den Möglichkeiten zur Verbesserung des Wirkungsgrades im Teillastbereich bei Antrieben zu Änderungen der Verlustverteilung respektive der Erwärmung der Maschinen. Die heutigen Anstrengungen nach hoher Leistungsdichte führen zu einer Reduzierung der Masse und damit der Wärmekapazität der Maschinen. Dies schlägt sich in einer erhöhten Dynamik thermischer Ausgleichsvorgänge nieder. Thermische Berechnungen mit nur einer thermischen Gesamtkapazität und

nur dem Ständerstrom als Eingangsgröße sind für solche Anwendungen nicht geeignet. Zum einen werden die verschiedenen Verlustarten nicht entsprechend berücksichtigt, zum anderen kann keine Aussage zur Temperaturverteilung und damit zu Hotspots innerhalb der elektrischen Maschine getroffen werden. Ausführliche thermische Netzwerke oder FEM-Modelle liefern zwar die Temperaturverteilung der Maschine sind aber in der Regel nicht onlinefähig.

In diesem Beitrag soll ein onlinefähiges thermisches Modell, basierend auf 5 Differenzialgleichungen, die Temperaturverteilung in einer Asynchronmaschine berechnen. Die Parametrierung wird dabei über ein Identifikationsverfahren mit einer sensorbestückten Maschine erreicht. Die erzielte Übereinstimmung zu gemessenen Temperaturen und der Vergleich zu einem berechneten ausführlicheren Modell zeigen die Möglichkeiten und Grenzen des Verfahrens.

2 Berechnungsmodell zur Temperaturüberwachung

Um den Motor vor unzulässiger Erwärmung zu schützen, wird allgemein ein Motorschutzsystem (Abb. 1) benötigt, welches die Maschinentemperaturen während des Betriebs berechnet. Dies wird gewährleistet, indem ein elektrodynamisches Maschinenmodell parallel zum Betrieb berechnet wird. Die einzelnen Verluste können damit abhängig vom Betriebszustand den Entstehungsorten zugewiesen werden. Die hierfür benötigten Augenblickswerte des Stromraumzeigers \underline{i}_1 , des Spannungsraumzeigers \underline{u}_1 und der Drehzahl n werden hochfrequent abgetastet. Alternativ können bei abschnittsweise stationärer Belastung auch die Effektivwerte von Strom, Spannung, Frequenz, Wirkleistung und Drehzahl verwendet werden.

Mit einem thermischen Modell auf Basis eines Wärmequellennetzes (WKN) werden dann die Maschinentemperaturen ermittelt. Da auch die Verluste in der Maschine teils temperaturabhängig sind, werden die simulierten Maschinentemperaturen dem elektrodynamischen Maschinenmodell zur Verfügung gestellt.

In diesem Beitrag werden die Parameter des thermischen Modells vereinfacht als konstant angesehen. Sind die Wärmeübergangskoeffizienten und Kühlmittelströmungen drehzahlabhängig, werden diese in einem Strömungsmodell berechnet und die Parameter des WKN mit der Drehzahl angepasst.

Durch veränderte Umgebungstemperaturen, auftretende Strömungshindernisse oder defekte Maschinenteile kann die Erwärmung der Maschine von rein simulierten Größen abweichen. Um dem vorzubeugen, können Messwerte von Temperatursensoren zur Verbesserung der simulierten Maschinentemperaturen integriert werden. Die dafür notwendige Beobachterstruktur und die Abschaltzeitprognose, die Grenztemperaturen überwacht und den Zeitpunkt des Erreichens dieser prognostiziert werden, sind erweiterte Möglichkeiten der thermischen Überwachung und nicht Bestandteil des vorgeschlagenen einfachen thermischen Modells.

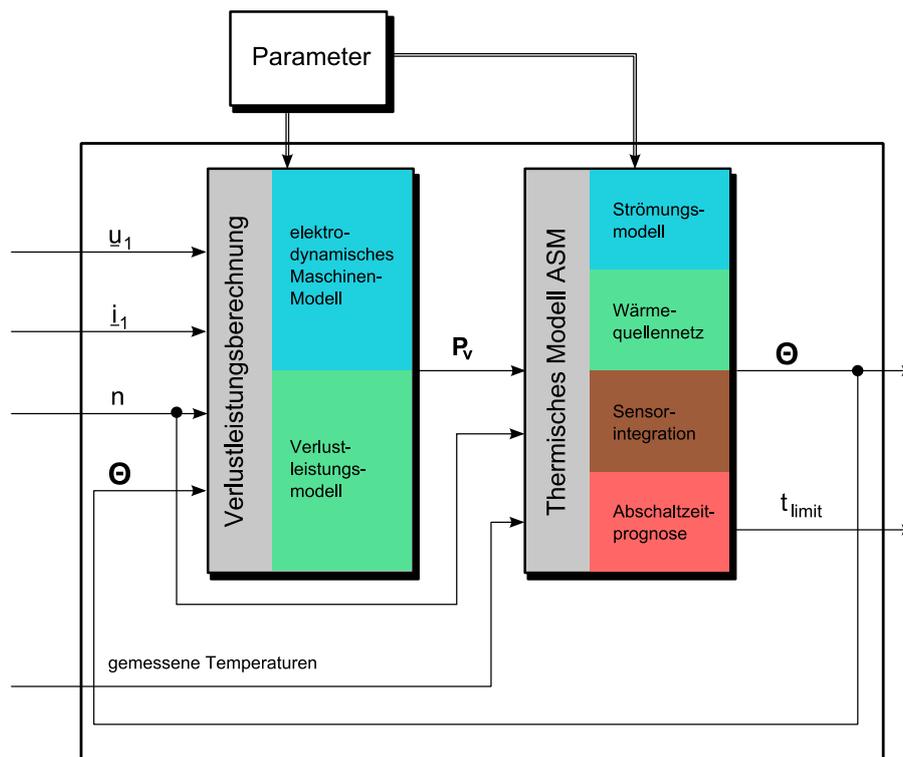


Abb. 1: Berechnungsschema zur thermischen Überwachung elektrischer Maschinen

In jedem Fall sind zur Überwachung die Parameter der elektrischen und thermischen Modellierung als bekannt vorausgesetzt. Während die elektrischen Parameter sich aus der Maschinenprüfung nach DIN EN 60034-28 ableiten lassen, sind die thermischen Parameter in der Regel schwieriger und nur mit höherer Ungenauigkeit zu bestimmen. Deshalb soll in diesem Beitrag ein übersichtliches Verfahren zur Parametrierung des thermischen Netzes vorgestellt werden.

3 Verlustleistungsmodell

Mit Hilfe eines Maschinenmodells werden die internen Größen berechnet, die Grundlage für die Berechnung der einzelnen Verlustarten bilden. Für eine Asynchronmaschine mit Kurzschlussläufer ergeben sich folgende Verluste:

Kupferverluste:

Die Kupferverluste P_{Cu} in der Ständerwicklung (Index 1) und der Läuferwicklung (Index 2) werden durch den ohmschen Widerstand der stromdurchflossenen Leiter verursacht. Sie hängen quadratisch von der Stromstärke und von der Leitfähigkeit des Kupfers ab und sind deshalb auch temperaturabhängig.

$$P_{Cu1} = 1.5 R_1(\vartheta_{R_1}) \left| i_1 \right|^2 \quad (1)$$

$$P_{Cu2} = 1.5 R_2(\vartheta_{R_2}) \left| i_2 \right|^2 \quad (2)$$

Dabei berechnen sich die an die aktuellen Wicklungstemperaturen angepassten Widerständen in linearer Abhängigkeit von der Temperatur. Die Anpassung der Ständerwicklung an dessen Wicklungstemperatur ϑ_{R_1} erfolgt nach:

$$R_1(\vartheta_{R_1}) = R_{1n} \frac{1 + \alpha_T(\vartheta_{R_1} - 20 \text{ °C})}{1 + \alpha_T(\vartheta_n - 20 \text{ °C})} \quad (3)$$

mit dem Temperaturkoeffizienten α_T und dem bei der Temperatur ϑ_n bekannten Ständerwiderstand R_{1n} . Für den Läuferwiderstand ist die Gl. (3) mit Index 2 zu verwenden.

Eisenverluste:

Im Blechpaket der Maschine treten durch die Ummagnetisierung auf Grund des wechselnden Feldes die Eisenverluste P_{Fe} auf. Diese lassen sich in Hystereseverluste und Wirbelstromverluste aufteilen. Um über den gesamten Bereich der Sättigung und bei verschiedenen Frequenzen einen Ansatz für die Eisenverluste zu haben, wird die Zusammensetzung aus Hystereseverlusten und Wirbelstromverlusten nach Steinmetz um den Term der anomalen Verluste erweitert. Die Faktoren für Hystereseverluste k_h , Wirbelstromverluste k_w , anomale Verluste k_a und der

Exponent der anomalen Verluste p_a werden im Leerlaufversuch bestimmt. Die Eisenverluste werden dann in Abhängigkeit der Ständerfrequenz f_1 und der Hauptfeldspannung

$$U_h = \left| \underline{u}_1 - R_1 \underline{i}_1 + L_{\sigma 1} \frac{di_1}{dt} \right| / \sqrt{2}, \quad (4)$$

die auf die Bemessungsspannung U_n und das Verhältnis von Ständerfrequenz f_1 zu Bemessungsfrequenz f_{1n} bezogen wird.

$$P_{Fe} = \left(\frac{U_h f_{1n}}{U_n f_1} \right)^2 \cdot (k_h f_1 + k_w f_1^2) + k_a \left(\frac{U_h f_{1n}}{U_n f_1} \right)^{p_a} f_1^{1.5} \quad (5)$$

Reibungsverluste:

Aus den Daten, die zur Bestimmung der Eisenverluste im Leerlaufversuch aufgenommen werden, lassen sich auch die Reibungsverluste P_{Reib} bestimmen. Diese setzen sich aus den Verlusten an den Lagern sowie den Luftreibungsverlusten des Läufers zusammen.

Führt man den Leerlaufversuch für verschiedene Frequenzen durch, erhält man einen drehzahlabhängigen Verlauf für die Reibungsverluste. Dieser kann mit einem Polynom 3. Ordnung ausreichend genau approximiert werden.

$$P_{Reib} = k_{Preib1} n + k_{Preib2} n^2 + k_{Preib3} n^3 \quad (6)$$

Zusatzverluste:

Zusätzlich zu den genannten Verlusten treten z.B. durch Oberwellen im Luftspaltfeld aufgrund der Nutung und der Wicklungsverteilung weitere Verluste, die sogenannten Zusatzverluste P_{Zu} , in der Maschine auf. Der lastunabhängige Teil der Zusatzverluste ist in den Eisenverlusten enthalten. In diesem Abschnitt werden nur die weiteren lastabhängigen Zusatzverluste behandelt, die quadratisch mit dem Drehmoment M verlaufen:

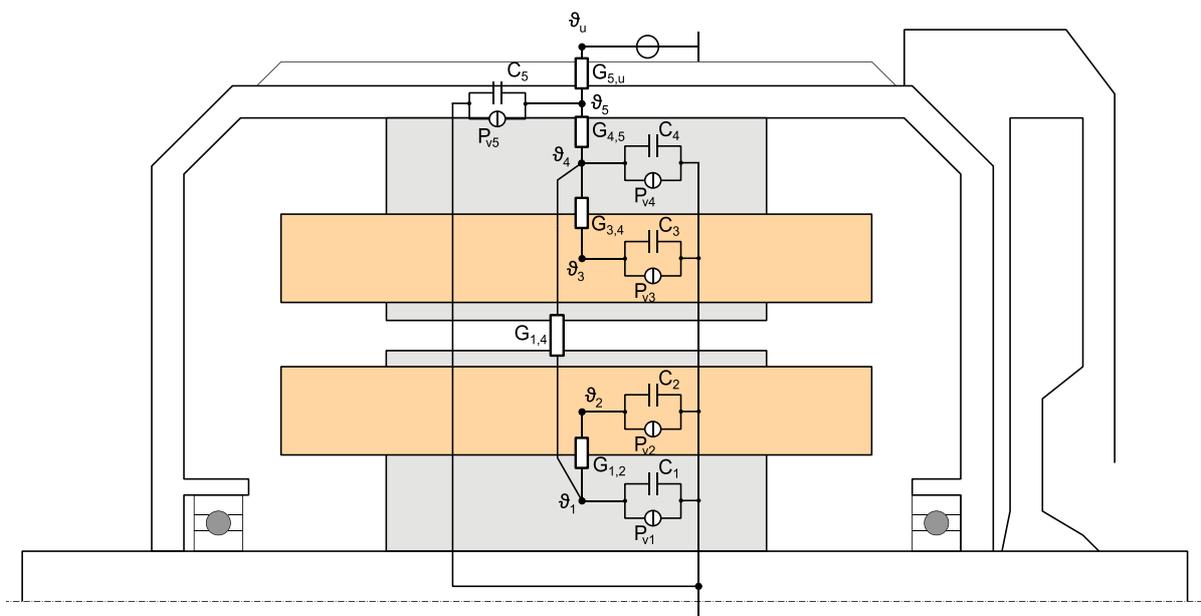
$$P_{Zu} = AM^2 \frac{n}{n_n} \quad (7)$$

Den Parameter A berechnet man aus dem Belastungsversuch. Über den gesamten Grunddrehzahlbereich werden die Zusatzverluste linear mit der Drehzahl n angenommen. Die Zusatzverluste werden auf die Blechpakete des Ständers und Läufers aufgeteilt. Die Aufteilung erfolgt anhand von Feldberechnungen. Liegen diese nicht vor, werden sie komplett dem Ständerblechpaket zugeordnet.

4 Thermisches Mehrkörpermodell

Die thermische Modellierung erfolgt mit einem Wärmequellennetz. Dabei werden unter Ausnutzung von Symmetrien in der Maschine Körper definiert, die eine homogene Verlustverteilung und Temperatur besitzen sollen. Die thermische Modellierung lässt sich dann mit einem elektrischen Ersatzschaltbild abbilden. Für jeden Körper erhält man eine lineare Differentialgleichung 1. Ordnung.

Das hier vorgeschlagene 5-Körper-Modell (**Abb. 2**) bildet nur die wesentlichen Maschinenbestandteile und Wärmeübergänge ab. Das im Betrieb innerhalb dieser Körper eine Temperaturdifferenz bis zu 20 K auftreten kann, wird ebenso wie die Wärmeübergänge der Wickelköpfe zu den Gehäuseseiten vernachlässigt. Damit erreicht man eine deutlich vereinfachte Parametrierung.



1	Läuferblechpaket und Welle	4	Ständerblechpaket
2	Läuferwicklung	5	Gehäuse
3	Ständerwicklung		

Abb. 2: thermisches Ersatzschaltbild einer ASM (5-Körper-Modell)

Zur mathematischen Beschreibung wird folgendes Gleichungssystem verwendet:

$$\mathbf{C} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \vartheta_1 \\ \vartheta_2 \\ \vartheta_3 \\ \vartheta_4 \\ \vartheta_5 \end{bmatrix} = \mathbf{A}_F \begin{bmatrix} \vartheta_1 \\ \vartheta_2 \\ \vartheta_3 \\ \vartheta_4 \\ \vartheta_5 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} P_{V1} \\ P_{V2} \\ P_{V3} \\ P_{V4} \\ P_{V5} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ G_{5,u} \end{bmatrix} \vartheta_u \quad (8)$$

Die Temperaturänderungen hängen somit nur von den fünf Verlustleistungen P_{Vi} und der Umgebungstemperatur ϑ_u mit dem entsprechenden Wärmeleitwert $G_{5,u}$ zwischen Umgebung und dem Gehäuse ab.

Die Wärmekapazitätsmatrix \mathbf{C} ist eine Diagonalmatrix und enthält die Wärmekapazitäten der fünf Körper:

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} C_1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & C_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & C_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_4 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_5 \end{bmatrix} \quad (9)$$

Die Matrix \mathbf{A}_F der Wärmeleitwerte beschreibt die Wärmeübergänge zwischen den Körpern:

$$\mathbf{A}_F = \begin{bmatrix} -(G_{1,2} + G_{1,4}) & G_{1,2} & 0 & G_{1,4} & 0 \\ G_{1,2} & -G_{1,2} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -G_{3,4} & G_{3,4} & 0 \\ G_{1,4} & 0 & G_{3,4} & -(G_{1,4} + G_{3,4} + G_{4,5}) & G_{4,5} \\ 0 & 0 & 0 & G_{4,5} & -(G_{4,5} + G_{5,u}) \end{bmatrix} \quad (10)$$

Zur Berechnung des Gleichungssystems der Gl. 8 wird die Inverse der Matrix \mathbf{C} auf beiden Seiten von links multipliziert.

5 Parametrierung des thermischen Modells

Die Parameter des thermischen Modells können aus den Materialeigenschaften und Abmessungen der Maschine berechnet werden, wie es z.B. in den Arbeiten von Kylander [1] oder Mellor [3] beschrieben ist. Die Berechnungen sind aber mit einer Reihe von Unsicherheiten belastet, da für einige Übergänge nur Annahmen getroffen werden können oder Testmessungen nötig sind. Deshalb wird in diesem Beitrag ein Verfahren zur Parametrisierung vorgeschlagen, mit dem sich aus gemessenen Temperaturverläufen alle Parameter des 5-Körper-Modells ermittelt werden können.

Das Verfahren ist zweistufig. Zuerst werden die fünf Leitwerte mit den stationären Endtemperaturen aus einem Belastungstest mit Bemessungslast wie folgend berechnet:

$$G_{1,2} = \frac{P_{v2}}{\vartheta_2 - \vartheta_1} \quad G_{1,4} = \frac{P_{v1} + P_{v2}}{\vartheta_1 - \vartheta_4} \quad G_{3,4} = \frac{P_{v3}}{\vartheta_3 - \vartheta_4} \quad (11)$$

$$G_{4,5} = \frac{P_{v1} + P_{v2} + P_{v3} + P_{v4}}{\vartheta_4 - \vartheta_5} \quad G_{5,u} = \frac{P_{v1} + P_{v2} + P_{v3} + P_{v4} + P_{v5}}{\vartheta_5 - \vartheta_u} \quad (12)$$

Die Temperaturen müssen dazu nicht kontinuierlich gemessen werden, sondern lediglich im Beharrungszustand ermittelt werden. Dadurch wird der Aufwand zur Instrumentierung der Maschine gesenkt und es ist sichergestellt, dass die mit dem verwendeten Verlustleistungsmodell simulierten Endtemperaturen des Modells bei Bemessungslast korrekt sind.

Danach werden die Wärmekapazitäten C_i der fünf Körper bestimmt. Diese lassen sich grundsätzlich aus den Massen und den spezifischen Wärmekapazitäten der Körper bestimmen. Betrachtet man aber den dynamischen Verlauf der Temperaturen, so verbessert eine genauere Bestimmung der Wärmekapazitäten das Simulationsergebnis erheblich. Die aus den Massen berechneten Werte C_i werden als Startwerte des Identifikationsverfahrens genommen.

Grundsätzlich kommt ein vereinfachtes Gauß-Newton-Verfahren zum Einsatz, wie es auch von Nestler [2] oder Schmitz [4] verwendet wird. Man versucht das quadratische Gütekriterium:

$$F(\underline{C}) = \sum_k \sum_j (\hat{\vartheta}_{k,j}(\underline{C}) - \vartheta_{k,j})^2 \quad (13)$$

in Abhängigkeit vom Parametervektor der Wärmekapazitäten:

$$\underline{C} = [C_1 \quad C_2 \quad C_3 \quad C_4 \quad C_5]^T \quad (14)$$

zu minimieren. Dabei wird die Summe der quadratischen Differenzen zwischen den simulierten Temperaturen $\hat{\vartheta}_{k,j}(\underline{C})$ und den gemessenen Temperaturen $\vartheta_{k,j}$ der k Körper zu jedem Zeitpunkt j gebildet. Die simulierten Temperaturen hängen von den gewählten fünf Wärmekapazitäten ab. Die Anzahl k der Körper, die zur Bildung des Gütekriteriums ausgewählt werden, kann kleiner sein als die Anzahl der Körper des Modells i . So wurde bei den durchgeführten Experimenten kein Messwert der Gehäusetemperatur aufgezeichnet und nur die ersten vier Modelltemperaturen zur Optimierung verwendet. Um den Einfluss der Wärmekapazitäten auf den Temperaturverlauf zu erhöhen, wird ein Belastungstest mit schwankender Last, z.B. S6-Betrieb, empfohlen.

Das Gütekriterium der Gl. (13) wird ausgehend vom Startvektor \underline{C}^0 minimiert, indem ein Parametersatz \underline{C}_{\min} gesucht wird, der ein Minimum liefert. Dafür müssen für den Gradientenvektor \underline{g} und die Hesse'sche \mathbf{H} Matrix folgende Bedingungen gelten:

$$\underline{\mathbf{g}}(\underline{\mathbf{C}}_{\min}) = \nabla F(\underline{\mathbf{C}})|_{\underline{\mathbf{C}}=\underline{\mathbf{C}}_{\min}} = 0 \quad (15)$$

$$\mathbf{H} = \nabla^2 F(\underline{\mathbf{C}})|_{\underline{\mathbf{C}}=\underline{\mathbf{C}}_{\min}} \text{ ist positiv definit} \quad (16)$$

Die Komponenten von $\underline{\mathbf{g}}$ und \mathbf{H} sollen vereinfacht mit

$$g_i(\underline{\mathbf{C}}) = 2 \sum_k \sum_j (\hat{\vartheta}_{k,j}(\underline{\mathbf{C}}) - \vartheta_{k,j}) \frac{\partial \hat{\vartheta}_{k,j}(\underline{\mathbf{C}})}{\partial X_i} \quad (17)$$

$$h_{i,l}(\underline{\mathbf{C}}) = 2 \sum_k \sum_j \frac{\partial \hat{\vartheta}_{k,j}(\underline{\mathbf{C}})}{\partial C_i} \frac{\partial \hat{\vartheta}_{k,j}(\underline{\mathbf{C}})}{\partial C_l} \quad (18)$$

berechnet werden.

Die partiellen Ableitungen werden dabei numerisch durch den zentralen Differenzenquotienten gewonnen:

$$\frac{\partial \hat{\vartheta}_{k,j}(\underline{\mathbf{C}})}{\partial C_i} \approx \frac{\hat{\vartheta}_{k,j}(\underline{\mathbf{C}} + \Delta C_i \underline{\mathbf{e}}_i) - \hat{\vartheta}_{k,j}(\underline{\mathbf{C}} - \Delta C_i \underline{\mathbf{e}}_i)}{2\Delta C_i} \quad (19)$$

Der verbesserte Parametervektor berechnet sich damit zu:

$$\underline{\mathbf{C}}^k = \underline{\mathbf{C}}^{k-1} - \alpha \mathbf{H}(\underline{\mathbf{C}}^{k-1})^{-1} \underline{\mathbf{g}}(\underline{\mathbf{C}}^{k-1}) \quad (20)$$

Durch die Nichtlinearität des Problems ist es notwendig zur besseren Konvergenz eine Schrittweitenverkürzung α mit

$$0 < \alpha \leq 1 \quad (21)$$

einzuführen. Dabei wird ausgehend von $\alpha = 1$ geprüft, ob das Gütefunktional durch den Parametervektor $\underline{\mathbf{C}}^k$ verbessert wird. Ist dies der Fall, wird mit diesem Parametervektor $\underline{\mathbf{C}}^k$ weitergerechnet oder ansonsten α halbiert. Lässt sich kein geeignetes $\alpha > \alpha_{\min}$ finden, gilt der zuletzt gefundene Parametervektor als Minimum. Im Beitrag wurde $\alpha_{\min} = 10^{-8}$ gewählt.

6 Vergleich der Simulationsergebnisse des 5-Körper-Modells

6.1 Einführung der Gütekriterien

Zur Bewertung des Verfahrens werden sechs Gütekriterien eingeführt. Für die drei Temperaturverläufe maximale Maschinentemperatur ϑ_{\max} , Ständerwicklungstemperatur ϑ_{R1} und der Läuferwicklungstemperatur ϑ_{R2} werden je zwei Kriterien berechnet. Diese werden am Beispiel der Ständerwicklungstemperatur, die der Modelltemperatur ϑ_3 entspricht, erläutert.

Das erste Kriterium entspricht der Wurzel der mittleren quadratischen Abweichung zwischen Messwerten und der entsprechenden Modelltemperatur (RMSE; engl.: Root Mean Square Error):

$$\text{RMSE}(\vartheta_{R1}) = \sqrt{(\hat{\vartheta}_{3,j} - \vartheta_{3,j})^2} \quad (22)$$

Das zweite Kriterium liefert den Betrag der maximalen Abweichung dieser Differenz über den gesamten Temperaturverlauf (MAX).

$$\text{MAX}(\vartheta_{R1}) = \max(\hat{\vartheta}_{3,j} - \vartheta_{3,j}) \quad (23)$$

Beide Kriterien werden in Kelvin angegeben und sollten möglichst klein sein. Die Kriterien werden zum einen auf das vorgeschlagene 5-Körper-Modell angewendet und zum anderen auf ein abgeglichenes 18-Körper-Modell, welches die thermischen Verhältnisse deutlich genauer abbilden kann und die Parameter auch drehzahlabhängig verändert. Das 18-Körper-Modell ist nicht Bestandteil dieses Beitrags.

6.2 Simulationsergebnisse

Zur Validierung des Verfahrens wurden an einer instrumentierten Asynchronmaschine mit kurzgeschlossenem Schleifringläufer folgende Belastungsversuche durchgeführt:

- S1: Dauerbetrieb mit Bemessungslast
- S3: Aussetzbetrieb mit Bemessungslast und $t_B = 10 \text{ min}$, $t_P = 10 \text{ min}$
- S6: ununterbrochener periodischer Betrieb, mit abwechselnd 5 min 50 % Belastung und 5 min 130 % Belastung
- S8: ununterbrochener periodischer Betrieb, mit abwechselnd 2,5 min 50 % Belastung und 2,5 min 130 % Belastung bei sich ändernder Drehzahl

Während der Versuche wurden die Temperaturen des Läuferblechpaketes, der Läuferwicklung, der Ständerwicklung und des Ständerblechpaketes mit der Abtastzeit $t_{\text{abt}} = 1 \text{ s}$ aufge-

zeichnet. Die Identifikation der Parameter des thermischen Modells wurde mit den Endtemperaturen des Versuchs S1 und dem Verlauf der Temperaturen aus Versuch S6 durchgeführt.

Folgende Parameter wurden ermittelt:

$$G_{1,2} = 46,67 \frac{W}{K} \quad G_{1,4} = 11,64 \frac{W}{K} \quad G_{3,4} = 22,33 \frac{W}{K} \quad (24)$$

$$G_{4,5} = 165,91 \frac{W}{K} \quad G_{5,u} = 32,41 \frac{W}{K} \quad (25)$$

$$C_1 = 7821 \frac{Ws}{K} \quad C_2 = 2800 \frac{Ws}{K} \quad C_3 = 3628 \frac{Ws}{K} \quad (26)$$

$$C_4 = 4660 \frac{Ws}{K} \quad C_5 = 28264 \frac{Ws}{K} \quad (27)$$

Die vier Versuche wurden dann mit dem vorgeschlagenen einfachen 5-Körper-Modell simuliert. Für den Betriebsfall S6 ist der Verlauf der Messwerte und der mit dem 5-Körper-Modell simulierten Temperaturen beispielhaft in der **Abb. 3** dargestellt.

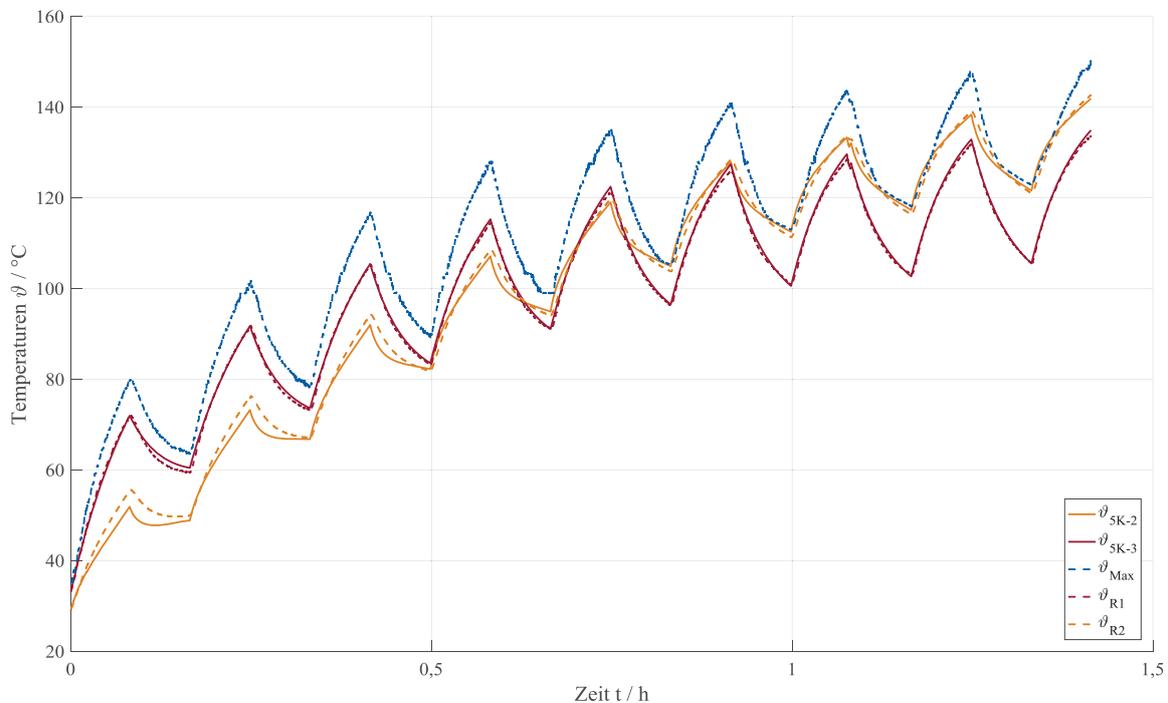


Abb. 3: Vergleich gemessener Leitertemperaturen mit simulierten 5-Körper-Modell für S6-Betrieb

In der Tabelle 1 sind die Gütekriterien für alle Versuche dargestellt. Insbesondere der Verlauf der Wicklungstemperaturen zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit den Messwerten. Selbst das deutlich aufwändigere 18-Körper-Modell kann diese Temperaturverläufe nur noch geringfügig besser abbilden.

Etwas schlechter sind die Kriterien bezogen auf die maximale Maschinentemperatur. Da diese in der Regel in den Wickelköpfen auftritt und das 5-Körper-Modell diese Stelle der Maschine

nicht simuliert. Zur thermischen Überwachung ist deshalb die Grenztemperatur entsprechend geringer zu wählen, wodurch Potential in der Überlastbarkeit verschenkt wird. Ist die Ausnutzung der thermischen Grenzen der Materialien wichtig, so ist ein ausführlicheres Modell zu wählen.

		ϑ_{\max}		ϑ_{R1}		ϑ_{R2}	
		RMSE/K	MAX/K	RMSE/K	MAX/K	RMSE/K	MAX/K
S1	5-K-Modell	3.0	9.8	0.6	2.4	1.0	2.9
	18-K-Modell	0.9	4.3	0.3	2.4	0.4	1.5
S3	5-K-Modell	5.9	10.6	1.3	3.3	3.9	5.5
	18-K-Modell	3.7	6.3	0.9	2.4	3.8	5.2
S6	5-K-Modell	7.2	14.2	0.6	2.0	1.9	5.1
	18-K-Modell	2.1	4.6	0.7	2.6	1.2	2.7
S8	5-K-Modell	9.3	13.5	1.1	3.3	3.1	5.9
	18-K-Modell	1.1	4.1	1.0	2.8	2.7	4.3

Tabelle 1: Vergleich gemessener Leitertemperaturen mit simulierten 5-Körper-Modell für S6-Betrieb

7 Zusammenfassung

Im Beitrag wird eine relativ einfache Lösung zur thermischen Überwachung elektrischer Maschinen vorgestellt. Das thermische 5-Körper-Modell ist so aufgebaut, dass nur die Maschinenversuche nach DIN EN 60034-28 mit einer instrumentierten Maschine nötig sind um das Modell zu Parametrieren. Dabei müssen noch nicht einmal alle mit dem Modell simulierten Temperaturen aufgezeichnet werden. Zur optimalen Parametrierung wird ein weiterer Belastungsversuch mit schwankender Last empfohlen. Die durchgeführten drehmoment- und drehzahlvariablen Versuche bestätigen die gute Übereinstimmung mit den gemessenen Temperaturen.

8 Literatur

- [1] Kylander, G.: Thermal modelling of small cage induction motors: Technical Report No. 265. Dissertation. Göteborg, Sweden: Chalmers University of Technology, 1995
- [2] Nestler, H.: Einsatz des Luenberger-Beobachters zur On-Line-Temperaturabschätzung in elektrischen Maschinen. Diss. Tech. Hochsch. Aachen, 1989
- [3] Mellor, P. H.; Roberts, D.; Turner, D. R.: Lumped parameter thermal model for electrical machines of TEFC design. In: IEE Proceedings - Electric Power Applications. Bd. 138, Nr. 5, 1991, S. 205-218
- [4] Schmitz, M.: Fahrzyklusgerechte Auslegung einer Asynchronmaschine für Elektrofahrzeuge. Berichte aus der Elektrotechnik. Aachen: Shaker, 1998