Zeitschrift: Bulletin de l'Association suisse des électriciens

Herausgeber: Association suisse des électriciens

Band: 50 (1959)

Heft: 17

Artikel: Bestimmung der Erwärmung von elektrischen Maschinen und Transformatoren mit Hilfe des Wärmenetzes

Autor: Schuisky, W.

DOI: https://doi.org/10.5169/seals-1057816

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Mehr erfahren

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. En savoir plus

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. Find out more

Download PDF: 08.08.2025

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, https://www.e-periodica.ch

BULLETIN

DE L'ASSOCIATION SUISSE DES ELECTRICIENS

ORGANE COMMUN

DE L'ASSOCIATION SUISSE DES ELECTRICIENS (ASE) ET DE L'UNION DES CENTRALES SUISSES D'ELECTRICITE (UCS)

Bestimmung der Erwärmung von elektrischen Maschinen und Transformatoren mit Hilfe des Wärmenetzes

Von *W. Schuisky*, Västerås

621.313.017.71 + 621.314.21.017.71

Die ersten Versuche der Berechnung der Erwärmung von elektrischen Maschinen und Transformatoren liegen verhältnismässig weit zurück. Es gelang jedoch erst in der letzten Zeit, praktisch brauchbare Berechnungsverfahren zu finden. Während man früher die Temperaturverteilung in der Wicklung zu finden suchte, wird jetzt die mittlere Übertemperatur der Wicklung berechnet. Man kommt dabei auf das Wärmenetz, das den Wärmezustand der Maschine oder des Transformators wiedergibt.

Les premières tentatives de calculer l'échauffement de machines électriques et de transformateurs sont relativement anciennes, mais ce n'est que durant ces dernières années que l'on a trouvé des procédés de calcul vraiment pratiques. Alors qu'autrefois on cherchait surtout la répartition de la température dans l'enroulement, on calcule maintenant la surélévation de température moyenne de celui-ci. On obtient ainsi le réseau thermique, qui reproduit l'état thermique de la machine ou du transformateur.

1. Berechnung der mittleren Übertemperaturen nach dem Wärmenetz

Das genaue Verfahren nach der *Poussons*chen Gleichung gibt ein vollständiges Bild über die Temperaturverteilung in der Wicklung und im Blechpaket [1; 2][1]). Für praktische Zwecke ist aber meistens nur die Kenntnis der mittleren Übertemperatur erforderlich. Man hat deshalb versucht, die verhältnismässig komplizierte genaue Berechnung der Übertemperatur zu vereinfachen; so entstand die Methode des Wärmenetzes. Bei dieser Methode verzichtet man auf die Temperaturverteilung in den Wärmequellen, d. h. man rechnet mit mittleren Temperaturen der Quellen, führt die für die Wärmeströme entsprechenden Wärmewiderstände [°C/W] ein und bildet ein Wärmenetz. Für jeden Teil des Netzes gilt die Grundgleichung

$$V_{12} = (\vartheta_1 - \vartheta_2)/R_{12} \qquad (1)$$

worin R_{12} der Wärmewiderstand zwischen zwei Punkten *1* und *2* [°C/W], ϑ_1 bzw. ϑ_2 die Temperaturen dieser Punkte [°C] und V_{12} der Wärmestrom [W] zwischen diesen Punkten ist. Es ergibt sich dann, genau wie bei elektrischen Netzen, eine bestimmte Anzahl von Gleichungen, woraus sich dieselbe Anzahl von Unbekannten (V und ϑ) ermitteln lässt. Um die Rechnung zu vereinfachen, wird die Temperatur des Kühlmediums als bekannt angenommen. Diese Temperatur lässt sich in den meisten Fällen gut abschätzen. Wenn auch theoretisch die genaue Lösung nur schrittweise gefunden werden kann, ergibt sich praktisch schon beim ersten Versuch die gesuchte Lösung. Ausserdem werden oft noch andere Vereinfachungen eingeführt, um die Anzahl der Gleichungen und Unbekannten zu vermindern. Wir werden an entsprechender Stelle darauf zurückkommen. Die Netzmethode zur Bestimmung der mittleren Temperaturen ist in der letzten Zeit verschiedentlich in der Literatur behandelt worden. Wir wollen hier besonders auf die Arbeiten von *Hak* [3; 4; 5] hinweisen. Bevor wir zur Aufstellung von Wärmenetzen übergehen, wollen wir im nächsten Abschnitt zeigen, wie man die einzelnen Wärmewiderstände berechnet.

[1]) Siehe Literaturverzeichnis am Schluss des Aufsatzes.

2. Wärmeübergang

Der Wärmeübergang ist der Gegenstand zahlreicher Untersuchungen und liegt als solcher ausserhalb unseres Themas. Wir wollen hier nur die Ergebnisse der bekannten Untersuchungen kurz wiedergeben und zwar nur solche, die für die weiteren Betrachtungen unbedingt erforderlich sind. Die Übertragung der Wärme von einem Körper auf einen anderen bezeichnet man als Wärmeübergang. Sie geschieht auf zwei grundsätzlich verschiedene Arten, nämlich durch Strahlung und durch Konvektion. Die gesamte Wärmeübergangszahl einer freien Fläche in praktisch stillstehender Luft ist [1]:

$$\alpha = \alpha_s + \alpha_k \qquad (2a)$$

Sie setzt sich aus der Übergangszahl der Strahlung

$$\alpha_s \approx 6 \text{ W/°C} \cdot \text{m}^2$$

und der Übergangszahl der Konvektion

$$\alpha_k \approx 8 \text{ W/°C} \cdot \text{m}^2$$

zusammen. Es ist zu beachten, dass die für die Strahlung und die Konvektion massgebenden Oberflächen (A_s bzw. A_k) unter Umständen ungleich sind, und zwar ist meistens $A_k > A_s$. Wird aber die Wärme nicht an Luft, sondern an Öl abgegeben, so ist die Übertragung durch Konvektion wesentlich grösser, so dass der Wärmeübergang durch Strahlung vernachlässigt werden kann. Für gewöhnliches Transformatorenöl findet man bei $\vartheta = 30\,°\text{C}$:

$$\alpha = \alpha_k \approx 110 \quad [\text{W/°C} \cdot \text{m}^2] \qquad (2b)$$

Der Wärmeübergang an Wasser ist mindestens 3mal grösser als an Öl.

Ebenso steigt der Wärmeübergang durch Konvektion bei künstlich bewegter Luft, wie dies meistens bei Maschinen der Fall ist. Die Wärmeübergangszahl unterscheidet sich je nach der Richtung der Luftbewegung und der Form der Oberfläche. Wird die Luft längs einer Platte geblasen, so wird die Übergangszahl nach *Gotter* [2] bei einer mittleren Lufttemperatur von $\vartheta_{Lm} \approx 35\,°C$ und einem Luftdruck von 1 kg/cm², ohne Turbulenz

$$\alpha \approx 6\, l^{-0,22}\, v^{0,78} \quad [W/°C \cdot m^2] \tag{3}$$

worin l [m] die Länge der Platte und v [m/s] die Luftgeschwindigkeit bedeuten. Ein Wärmeübergang nach dieser Art findet z. B. an der Mantelfläche einer Maschine statt.

Wird aber die Luft senkrecht gegen die Platte geblasen, so wird der Wärmeübergang bedeutend grösser. Nach Versuchen von *Symons* und *Walker* [3] beträgt sie

$$\alpha = 10\,(1 + 0{,}54\, v^2) \quad [W/°C \cdot m^2] \tag{4}$$

Ein ähnlicher Wärmeübergang liegt bei den Spulenköpfen im Stator vor.

Die Kühlungsverhältnisse in den meisten Teilen der elektrischen Maschinen können jedoch besser mit dem Wärmeübergang in Kanälen verglichen werden, da hier der Luftstrom von allen Seiten durch warme Wände umgeben ist. Allerdings weichen die Kanäle bei elektrischen Maschinen in vielen Beziehnungen von den Kanälen, die bei der Messung der Wärmeübergangszahlen verwendet werden, ab. Die Kühlluft besitzt eine hohe Turbulenz, weshalb die experimentell ermittelten Werte der Übergangszahlen noch durch den «Turbulenzfaktor» erhöht werden müssen. Die Werte der Wärmeübergangszahlen ohne Turbulenz findet man bei *Richter* [1] und *Gotter* [2]. Der Turbulenzfaktor muss jedoch geschätzt werden. Seine Grösse beträgt etwa 1,3 bis 2,0, kann jedoch unter Umständen den Wert 2,5 erreichen. Eine vermutlich aus Erfahrungen hergeleitete Formel, die eine mässige Turbulenz berücksichtigt, ist von *Hak* [4] angegeben worden:

$$\alpha = 3{,}6\, \sqrt[5]{v^4/d} \tag{5}$$

Hier sind v [m/s] die Luftgeschwindigkeit und d [m] der hydraulische Durchmesser des Kanalquerschnittes. Der hydraulische Radius ist $r = d/2 = 2 \times$ Querschnitt/Umfang. Bei runden Kanälen ist er gleich dem wirklichen Radius des Querschnittes. Bei schmalen, viereckigen Querschnitten ist er etwa gleich der schmalen Seite des Querschnittes.

3. Wärmewiderstände

Der Wärmewiderstand ist eine reziproke Grösse des Wärmeleitwertes, d. h.:

$$R = 1/\Lambda \tag{6}$$

Bereits im Abschnitt 2 wurden verschiedene Leitwerte eingeführt. Jetzt wollen wir alle bei der Aufstellung des Wärmenetzes erforderlichen Wärmewiderstände betrachten und zeigen, wie man diese berechnen kann.

Der Wärmewiderstand zwischen dem Wicklungsmetall in den Stirnverbindungen und der Kühlluft besteht aus der Reihenschaltung zweier Widerstände. Den ersten Widerstand bietet die Isolation der Spulen, d. h. die Umflechtung. Seine Grösse ist mit den unten erklärten Bezeichnungen

$$R_s' = \delta_s/\lambda_s A_s \tag{7}$$

Den zweiten Widerstand bildet der Übergang von der Isolation zur Luft; seine Grösse beträgt:

$$R_s'' = 1/\alpha_s A_s \tag{8}$$

Der gesamte Wärmewiderstand der Stirnverbindungen gegenüber der Kühlluft wird

$$R_s = R_s' + R_s'' = \frac{1}{A_s}\left(\frac{\delta_s}{\lambda_s} + \frac{1}{\alpha_s}\right) \tag{9}$$

Zur Berechnung des Widerstandes R_s muss man die Wärmeleitwertzahl der Isolation λ_s, die Wärmeabgabezahl α_s [nach Gl. (4)] und die gesamte Oberfläche A_s kennen. Die ersten beiden Grössen haben wir im Abschnitt 1 betrachtet. Gewisse Schwierigkeiten bildet die Feststellung der Wärmeabgabezahl α_s, deren Grösse von der Luftgeschwindigkeit abhängig ist. Man kann die Wärmeabgabezahl in gewisse Abhängigkeit von der Oberfläche A_s bringen. In Gl. (9) haben wir nämlich die gleiche Oberfläche für die Widerstände R_s' und R_s'' angenommen. Für den ersten Widerstand ist die Oberfläche eindeutig durch die geometrischen Abmessungen der Spulenköpfe bestimmt, und zwar ist:

$$A_s = N\, u_s\, l_s \tag{10}$$

bei Einschichtwicklungen und

$$A_s = 2\, N\, u_s\, l_s \tag{11}$$

bei Zweischichtwicklungen, wenn u_s der Umfang und l_s die Länge einer Spule sind. Für den Widerstand R_s'' ist die wirksame Spulenoberfläche kleiner als A_s, weil nicht alle Teile der Spulenoberfläche gleich wirksam gekühlt werden. Man umgeht Schwierigkeiten bei der Berechnung dadurch, dass man zwar für beide Widerstände dieselbe Oberfläche wählt, aber die Wärmeabgabezahl α_s vermindert. Diese Zahl entspricht also nicht der Geschwindigkeit der anströmenden Luft, sondern einer mittleren Geschwindigkeit, mit der man sich alle Seiten der Stirnverbindungen umspült denkt.

Ganz ähnlich berechnet man den Wärmewiderstand zwischen dem Wicklungsmetall und der Kühlluft für die in den Ventilationskanälen liegenden Wicklungsteile. Dieser Widerstand ist:

$$R_v = \frac{1}{A_v}\left(\frac{\delta_N}{\lambda_N} + \frac{1}{\alpha_v}\right) \tag{12}$$

worin $A_v = N\, u_N\, l_v\, m$ die gesamte Oberfläche [m²], δ_N die Isolationsstärke [m], λ_N die Leitwertzahl der Isolation und α_v die Wärmeabgabezahl ist. Wir haben mehrere Grössen mit dem Index N versehen, weil sie dieselben Werte haben, wie dies in einer Nute der Fall ist. Die Anzahl der Pakete ist gleich der Anzahl der Ventilationskanäle angenommen und wird mit m bezeichnet.

Ähnlich berechnet man den Wärmewiderstand zwischen dem Metall der im Blechpaket liegenden Wicklungsteile und dem Blechpaket. Dieser Widerstand ist:

$$R_N = \frac{1}{A_N}\left(\frac{\delta_N}{\lambda_N} + \frac{1}{\alpha_N}\right) \tag{13}$$

worin $A_N = N\, u_N\, l = N\, u_N\, m\, l'$ die gesamte Oberfläche [m²] und α_N die Wärmeübergangszahl zwischen der Spulenoberfläche und dem Blechpaket sind. Dieser Wärmeübergang wurde bis jetzt sehr wenig beachtet und in vielen Fällen sogar vernachlässigt. Er hängt sehr von dem Spiel zwischen Wicklung und Blechpaket ab. Die Versuche des Verfassers haben gezeigt, dass bei einem theoretischen Spiel von 0,6 mm die Übergangszahl etwa 30...50 W/°C · m² ist, d. h. grösser als die Wärmeabgabezahl in Kanälen. Bei noch kleinerem Spiel, wie es z. B. bei Käfigwicklungen der Fall ist, wird die Wärmeübergangszahl noch grösser, vermutlich 50 bis 100 W/°C · m².

Wir haben oben das theoretische Spiel erwähnt und verstehen darunter den Unterschied zwischen der Spulenbreite und der gestanzten Nutbreite. Beim Zusammenlegen des Blechpaketes werden die einzelnen Bleche etwas gegeneinander verschoben, wodurch die wirkliche Nutbreite und damit das Spiel kleiner werden. Wegen des grossen Einflusses des Spieles auf die Wärmeübergangszahl ist es unmöglich, genaue Angaben für diese Zahl zu machen.

Besteht die Isolation der Spulen aus verschiedenen Stoffen, so wird der Widerstand

$$R = \Sigma\, \frac{\delta}{\lambda A} \tag{14}$$

Die Wärmeabgabe vom Eisenpaket geschieht sowohl an den Seitenflächen als auch an den Manteloberflächen. Der Wärmewiderstand zwischen dem Eisenpaket und der Kühlluft besteht deshalb aus der Parallelschaltung zweier Widerstände. Der Widerstand, den der Wärmestrom auf seinem Wege zur Manteloberfläche erfährt, wird hauptsächlich durch Wärmeübergang an der Oberfläche gebildet. Der Wärmewiderstand längs des Bleches ist meistens sehr gering und kann vernachlässigt werden. Die Wärmeabgaben der inneren α_{Mi} und der äusseren α_{Ma} Manteloberflächen sind im allgemeinen verschieden. Bei kleinem Luftspalt findet eine sehr geringe Wärmeabgabe von der inneren Statormantelfläche bzw. der äusseren Rotoroberfläche an die Luft statt. Die Wärme wird vom Statoreisen an das Rotoreisen (oder umgekehrt) übertragen. Den entsprechenden Wärmewiderstand bezeichnet man mit R_δ. Bei grossem Luftspalt, z. B. bei Synchron- und Gleichstrommaschinen, erfolgt die Wärmeabgabe an die in den Luftspalt einströmende Luft. Die Wärmeabgabezahl ergibt sich aus den Gl. (3) oder (4). Die Wärmeabgabe an die äussere Mantelfläche ist bei radialer Kühlung wegen der niedrigen Luftgeschwindigkeit gering. Sie ist von der Grössenordnung 14...20 W/°C · m². Der Wärmewiderstand wird:

$$R_M = \frac{1}{A_{Ma}\,\alpha_{Ma} + A_{Mi}\,\alpha_{Mi}} \tag{15}$$

Bei geschlossenen und aussenbelüfteten Maschinen geht der Wärmestrom hauptsächlich in der Richtung der äusseren Manteloberfläche A_{Ma}. Die Wärmestromdichte [W/m²] wird in dieser Richtung gross und der Widerstand des Blechpaketes in der Blechrichtung kann unter Umständen nicht mehr vernachlässigt werden. Mit Rücksicht auf die Verteilung der Eisenverluste sowie auf die hinzukommenden Kupferverluste kann man annehmen, dass die für den Wärmestrom massgebende Länge etwa gleich der Jochhöhe h_j ist. Der Querschnitt ist etwa gleich der äusseren Manteloberfläche. Der Widerstand des Blechjoches wird:

$$R_j \approx \frac{h_j}{A_{Ma}\,\lambda_{\mathrm{Fe}}} \tag{16}$$

λ_{Fe} Leitwert des Eisens

Dazu kommt noch der Übergangswiderstand zwischen dem Blechpaket und dem Gehäuse. Oft wird versucht, diesen Widerstand aus dem theoretischen Spiel zu berechnen. Dieses ist jedoch nicht ganz richtig, denn der Wärmeübergang vom Blechpaket an das Gehäuse geschieht auf kompliziertere Weise. Messungen an verschiedenen Motoren haben eine Übergangszahl von $\alpha_{j\delta} \approx 800...1500$ W/°C · m² ergeben.

Der Wärmewiderstand zwischen den im Eisen eingebetteten Wicklungsteilen und der Kühlluft wird bei geschlossenen aussenbelüfteten Maschinen:

$$R_M = \frac{1}{A_M}\left(\frac{1}{\alpha_{Ma}} + \frac{1}{\alpha_{j\delta}} + \frac{1}{\lambda_{\mathrm{Fe}}}\right) \tag{17}$$

Für α_{Ma} kann man Werte nach der Gl. (3) annehmen, jedoch unter Berücksichtigung, dass nur ein Teil der vom Ventilator geförderten Luft längs des Gehäuses geblasen wird. Bei Verwendung von Rippen berücksichtigt man noch deren Wirksamkeit.

Bei Maschinen mit axialer Kühlung ist die Wärmeabgabe von der äusseren Mantelfläche gut und die Wärmeabgabezahl kann nach den Gl. (3) oder (5) berechnet werden. Sind axiale Ventilationskanäle im Blechpaket vorhanden, so berechnet man die Abgabezahl nach der Gl. (5).

Der Wärmestrom nach den Seitenflächen geht quer durch die Bleche, deren Leitwert in dieser Richtung ziemlich gering ist. Der Widerstand setzt sich aus dem Übergangswiderstand an den Seitenflächen sowie dem Widerstand im Blechpaket zusammen. Bezeichnet man mit A_{SF} die Seitenfläche aller Blechpakete (Paketlänge l'), so wird der Wärmewiderstand in der Querrichtung:

$$R_{SF} = \frac{l'}{6\,A_{SF}\,\lambda_q} + \frac{1}{A_{SF}\,\alpha_{SF}} = \frac{1}{A_{SF}}\left(\frac{l'}{6\,\lambda_q} + \frac{1}{\alpha_{SF}}\right) \tag{18}$$

Die Wärmeabgabezahl α_{SF} entspricht der Wärmeabgabe in den Kanälen und kann nach der Gl. (5) bestimmt werden. Die Leitwertzahl λ_q beträgt bei lackiertem Blech 400 W/°C · m. Der Faktor 6 in Gl. (18) lässt sich durch folgende einfache Überlegung erklären. Die Temperaturverteilungskurve innerhalb des Blechpaketes ist eine Parabel, deren Mittelwert einem Punkt im Abstand $l'/3$ von der Seitenfläche

entspricht. Beachtet man weiter, dass der Wärmestrom nach beiden Seitenflächen fliesst, so wird die wirksame Länge für den Wärmestrom nur die Hälfte des genannten Abstandes, d. h. $l'/6$.

Der resultierende Wärmewiderstand zwischen dem Blechpaket und der Kühlluft wird:

$$R_E = \frac{R_M R_{SF}}{R_M + R_{SF}} \tag{19}$$

Wegen der ungleichmässigen Erwärmung der Wicklung entsteht ein Wärmestrom längs der Spule. Wir haben bereits gesehen, dass die Wicklungstemperatur bei radialer Kühlung in der Mitte des Blechpaketes wesentlich höher ist als in der Mitte der Stirnverbindungen. Infolgedessen entsteht ein Wärmestrom von der Paketmitte nach den Stirnverbindungen. Der Wärmewiderstand, den das Wicklungsmetall diesem Strom bietet, lässt sich aus den mittleren Temperaturen des im Eisen eingebetteten Wicklungsteiles ϑ_{Am} und der Stirnverbindungen ϑ_{Sm} sowie aus der durchgehenden Wärmemenge berechnen. Wir wollen jedoch für R_L einen einfacheren Ausdruck angeben. Nehmen wir an, dass die Temperaturverteilung längs der Spule nicht durch hyperbolische Funktionen, sondern durch eine Parabel gegeben ist. Der mittleren Temperatur im Ankerteil der Wicklung entspricht ein Punkt im Abstand $l_A/6$ und der mittleren Temperatur in den Stirnverbindungen ein Punkt im Abstand $l_s/6$ von der Seitenfläche des Blechpaketes. Der Längswiderstand der Wicklung wird, wenn der Wärmestrom symmetrisch nach beiden Wicklungsköpfen fliesst:

$$R_L \approx \frac{l_A + l_s}{12\, N\, q\, \lambda_W} \tag{20}$$

Betrachtet man aber den Wärmestrom nur zu einem Wicklungskopf, so ist der Widerstand doppelt so gross wie nach Gl. (20). Noch bessere Übereinstimmung mit Gl. (20) erreicht man, wenn der Zahlenfaktor 12 durch 14 ersetztwird. Gl. (20) wurde auch von *Hak* [4] angegeben. q ist der Wicklungsquerschnitt einer Nut und λ_W Leitwertzahl des Wicklungsmetalles.

Für den Wärmestrom zwischen Ständer- und Läuferblechpaket stellt der Luftspalt einen Wärmewiderstand R_δ dar. Ist dieser Widerstand gross im Verhältnis zu den anderen Wärmewiderständen des Netzes, so kann die Verbindung zwischen dem Stator und dem Rotor im Netz vernachlässigt werden und beide Teile können für sich behandelt werden, was eine bedeutende Vereinfachung mit sich bringt. Aus diesem Grunde ist eine, wenigstens angenäherte, Bestimmung des Widerstandes R_δ sehr erwünscht. Eine Berechnung dieses Widerstandes ist von *Hak* [5] angegeben.

4. Wärmenetz eines Stators bzw. eines Rotors

Wir wollen zunächst den einfachsten Fall des Wärmestromes in einem Stator (bzw. Rotor) betrachten, wenn nämlich keine Wärmeübertragung zwischen Stator und Rotor stattfindet ($R_\delta = \infty$). Diesem Fall entspricht ziemlich genau der Stator einer Synchronmaschine. Wir unterteilen den Stator in drei Teile mit konstanten mittleren Temperaturen,

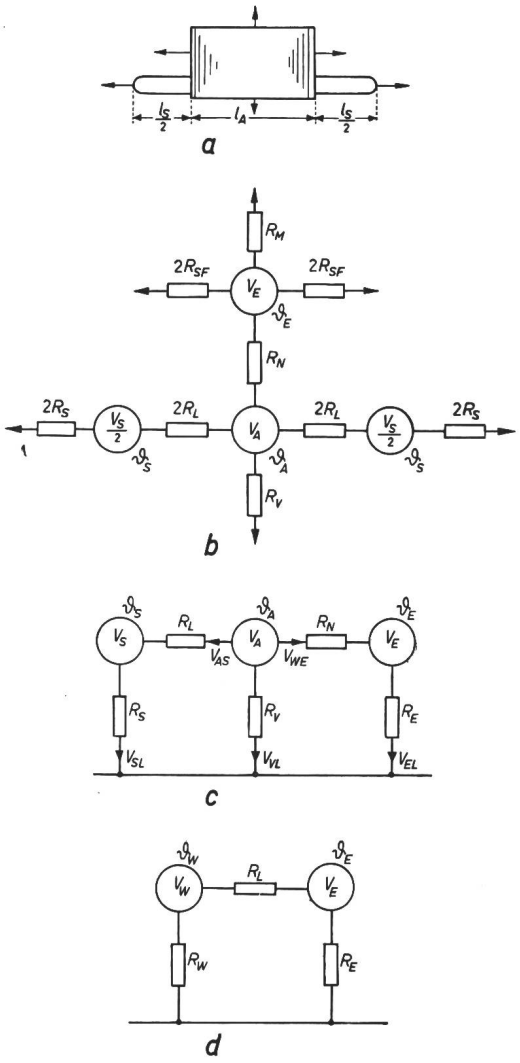

Fig. 1
Ständerblechpaket mit Wicklung
a Wärmeströme; *b*, *c* vollständiges Wärmenetz; *d* vereinfachtes Wärmenetz

l_A	Ankerlänge
l_S	Länge der Stirnverbindungen
R_E	resultierender Widerstand zwischen Blechpaket und Kühlluft
R_N	Widerstand zwischen Wicklung und Blechpaket
R_{SF}	Widerstand des Blechpaketes in der Querrichtung
R_S	Widerstand zwischen Stirnverbindungen und Kühlluft
R_L	Widerstand der Wicklung in der Längsrichtung
R_V	Widerstand zwischen Wicklung und Kühlluft in den Ventilationskanälen
R_W	resultierender Wicklungswiderstand zwischen Wicklung und Kühlluft
V_A	Verluste des im Anker liegenden Teiles der Wicklung
V_E	Eisenverluste
V_S	Verluste in den Stirnverbindungen
V_{AS}	Wärmestrom längs der Wicklung
V_{SL}	von den Stirnverbindungen an die Luft abgegebene Verluste
V_{VL}	von der Wicklung in den Ventilationskanälen an die Luft abgegebene Verluste
V_{EL}	vom Blechpaket an die Luft abgegebene Verluste
V_W	Wicklungsverluste
V_{WE}	von der Wicklung an das Blechpaket abgegebene Verluste
ϑ_A	mittlere Übertemperatur des im Anker liegenden Teiles der Wicklung
ϑ_E	mittlere Übertemperatur des Blechpaketes
ϑ_S	mittlere Übertemperatur der Stirnverbindungen
ϑ_W	mittlere Übertemperatur der ganzen Wicklung

nämlich: das Eisenpaket, den im Eisen eingebetteten Wicklungsteil und die Stirnverbindungen. Das

Wärmenetz des Stators mit den Bezeichnungen für Verluste, Temperaturen und Wärmewiderstände zeigt Fig. 1a. Das Netz lässt sich weiter vereinfachen und auf das in Fig. 1b gezeigte zurückführen. In diesem Netz sind 8 Unbekannte: ϑ_A, ϑ_S, ϑ_E, V_{SL}, V_{AS}, V_{VL}, V_{WE} und V_{EL}. Es lassen sich mit Hilfe von Gl. (1) fünf Gleichungen aufstellen. Ausserdem ergibt $\Sigma V = V_Q$ an jeder Wärmequelle noch weitere 3 Gleichungen. Aus diesen Gleichungen können die gesuchten Temperaturen ermittelt werden. Es wird:

$$\vartheta_A = \frac{R_L R_V R_N [V_S (1 + R_N/R_E) + V_E (1 + R_L/R_S) + V_A (1 + R_L/R_S)(1 + R_N/R_E)]}{(R_V R_N + R_V R_L + R_L R_N)(1 + R_L/R_S)(1 + R_N/R_E) - R_V R_N (1 + R_N/R_E) - R_L R_V (1 + R_L/R_S)} \tag{21a}$$

$$\vartheta_S = \frac{V_S R_L + \vartheta_A}{1 + R_L/R_S} \tag{21b}$$

und

$$\vartheta_E = \frac{V_E R_N + \vartheta_A}{1 + R_N/R_E} \tag{21c}$$

Die mittlere Temperatur der ganzen Wicklung:

$$\vartheta_W = \frac{\vartheta_S V_S + \vartheta_A V_A}{V_S + V_A} \tag{22}$$

In den meisten praktischen Fällen wird nicht die Temperaturverteilung, sondern die mittlere Übertemperatur der Wicklung ϑ_W gesucht. Man versucht deshalb, das in Fig. 1b gezeigte Wärmenetz noch weiter zu vereinfachen und auf das in Fig. 1c gezeigte Netz zurückzuführen. Der Wärmewiderstand R_W verlangt aber eine nähere Erläuterung. Am einfachsten ist, wie von vielen Verfassern vorgeschlagen worden ist [6], den Längswiderstand zu vernachlässigen. Dabei wird:

$$R_W = \frac{R_S R_V}{R_S + R_V} \tag{23}$$

Man erhält aber dadurch eine grössere Wärmeabgabe von der Wicklung und infolgedessen eine geringere Übertemperatur. Man kann R_W auch dadurch bestimmen, dass man die Wicklungswärme für sich mit Hilfe eines der Fig. 1b ähnlichen Wärmenetzes behandelt. Bei gleichmässiger Aufteilung der Wicklungswärme, d. h. $V_A = V_S$, erhält man den einfachen Ausdruck:

$$R_W \approx \frac{R_S R_V + R_L (R_S + R_V)/4}{R_S + R_V + R_L} \tag{24}$$

Die mittlere Wicklungstemperatur im Wärmenetz nach Fig. 1c wird:

$$\vartheta_W = \frac{[V_E + V_W (1 + R_N/R_E)] R_N}{(1 + R_N/R_W)(1 + R_N/R_E) - 1} \tag{25}$$

und die mittlere Temperatur des Blechpaketes:

$$\vartheta_E = \frac{V_E R_N + \vartheta_W}{1 + R_N/R_V} \tag{26}$$

5. Wärmenetz einer Polwicklung

Die Polspulen grosser Synchronmaschinen sind im Vergleich zu ihrer Breite ziemlich lang. Die Wärmeabfuhr geschieht überwiegend durch die Aussenfläche. Dabei ist die Luftgeschwindigkeit an den Seitenflächen (entsprechend der Länge l_S in Fig. 2) bedeutend höher als längs der axialen Flächen (entsprechend der Länge l_A). Die Ursachen dafür sind nicht nur der geringere Luftdruck in axialer Richtung, sondern auch die verschiedenen Hindernisse, gebildet durch die Befestigungsanordnungen der Spulen. Wegen der ungleichen Wärmeabgabe wird auch die Temperaturverteilung längs der Spule ungleich, und man muss zur Bestimmung der Wicklungserwärmung das Wärmenetz anwenden. Dieses Netz mit den Wärmequellen und den Wärmewiderständen zeigt Fig. 2b. Es lässt sich auf das einfachere Netz in Fig. 2c zurückführen.

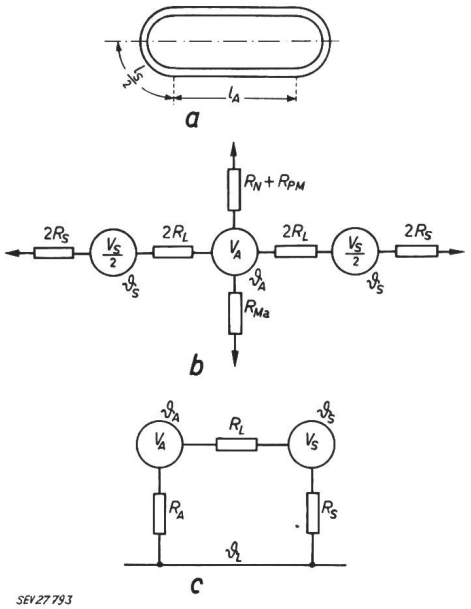

Fig. 2
Polwicklung
a Längenbezeichnungen; *b*, *c* Wärmenetz
R_A resultierender Widerstand zwischen axialen Flächen der Polspule und Kühlluft
R_{Ma} Widerstand zwischen axialen Flächen der Polspule und Kühlluft
R_{PM} Widerstand zwischen Polschuhoberfläche und Kühlluft
ϑ_L mittlere Übertemperatur der Kühlluft
Weitere Bezeichnungen siehe Fig. 1

Wir unterscheiden zwei Gebiete, den Wicklungsteil an den Stirnseiten der Maschine (Index S) und den axialen Wicklungsteil (Index A). Der Wärmewiderstand R_S wird durch die Wärmeabgabe an den Seitenflächen bestimmt, der Wärmewiderstand R_{AM} durch die Wärmeabgabe an den axialen Flächen der Spule. Die Polspulen der grossen Maschinen werden aus blankem Kupfer hergestellt, darum fehlt hier der Wärmewiderstand der Spulenisolation. R_N ist der Wärmewiderstand zwischen der Wicklung und dem Polkern, R_{PM} der Widerstand zwischen der Poloberfläche und der Kühlluft. Der Widerstand R_N ist wegen der dicken Isolation sowie wegen des relativ grossen Spiels zwischen dem Polkern und der Spule ziemlich gross. Man kann deshalb in den meisten Fällen den Wärmewiderstand R_A zwischen den axia-

len Flächen der Spule und der Kühlluft gleich dem Wärmewiderstand R_{AM} setzen. Allgemein ist jedoch

$$R_A = \frac{R_{AM}(R_N + R_{PM})}{R_{AM} + R_N + R_{PM}} \tag{27}$$

Die Lösung für das Wärmenetz in Fig. 2c haben wir bereits behandelt (vgl. Fig. 1d). Die mittlere Übertemperatur der Polspule wird:

$$\vartheta_W = \frac{\vartheta_A V_A + \vartheta_S V_S}{V_A + V_S} =$$

$$= \frac{R_L[2 V_S V_A + V_A^2(1 + R_L/R_S) + V_S^2(1 + R_L/R_A)]}{(V_A + V_S)[(1 + R_L/R_S)(1 + R_L/R_A) - 1]} \tag{28}$$

Für $R_L = 0$ erhält man

$$\vartheta_W = \frac{(V_A + V_S) R_S R_A}{R_A + R_S} \tag{29a}$$

und für $R_L = \infty$

$$\vartheta_W = \frac{R_S V_A^2 + R_A V_S^2}{V_A + V_S} \tag{29b}$$

Um den Einfluss des Längswiderstandes beurteilen zu können, wollen wir hier ein Beispiel behandeln. Die Verteilung der Verluste sei so, dass an den Seitenflächen $V_S = 0{,}25\ V$ und an den axialen Flächen $V_A = 0{,}75\ V$ entwickelt wird, wenn V die gesamten Wicklungsverluste bedeutet. Wir schätzen $R_S = R_A = 0{,}5$ °C/W, d. h. die Wärmeabgabe an den axialen Flächen ist dreimal schlechter als an den Seitenflächen. Bei $R_L = 0$ erhalten wir die mittlere Wicklungsübertemperatur zu $\vartheta_W = 0{,}25\ V$ °C. Bei dem meist wahrscheinlichen Wert $R_L = 2$ °C/W wird $\vartheta_W = 0{,}292\ V$ °C, d. h. 17% höher. Bei $R_L = \infty$ wird die mittlere Wicklungstemperatur $\vartheta_W = 0{,}312\ V$ °C, d. h. 25% höher als bei $R_L = 0$. Da der oben genannte Wert von $R_L = 2$ °C/W den praktischen Verhältnissen unseres Beispiels am nächsten kommt, ist die Bedeutung dieses Widerstandes deutlich gezeigt.

6. Wärmenetze von verschiedenen Maschinenarten

Das vollständige Wärmenetz einer Maschine zeigt Fig. 3. Der obere Teil entspricht dem Stator und der untere dem Rotor. Beide sind durch den Wärmewiderstand des Luftspaltes R_δ miteinander gekoppelt. Das Vorhandensein dieser Kopplung erschwert die Berechnung ausserordentlich. Man erhält 14 Unbekannte, die aus 14 Gleichungen bestimmt werden müssen.

Um die Berechnung mit gewöhnlichen Rechenmitteln, z. B. dem Rechenschieber, ausführen zu können, empfiehlt sich die Berechnung in zwei Schritten. Zunächst vernachlässigt man den Luftspaltwiderstand ($R_\delta = \infty$) und berechnet getrennt die Übertemperaturen für Stator und Rotor. Zeigt es sich dabei, dass zwischen diesen ein grosser Temperaturunterschied herrscht, so bestimmt man den Ausgleichswärmestrom $W_{Ausg.} = (\vartheta_{E1} - \vartheta_{E2})/R_\delta$ und vermindert bzw. erhöht die Eisenverluste V_{E1} und V_{E2} um diesen Betrag. Danach wiederholt man die Berechnung und erhält die neuen Temperaturen, wobei der Unterschied zwischen Stator- und Rotor-

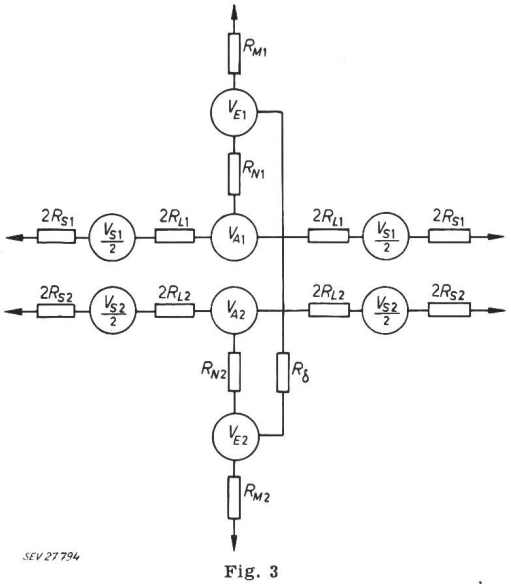

Fig. 3

Vollständiges Wärmenetz einer ventilierten Maschine

R_{L1} Widerstand der Statorwicklung in der Längsrichtung
R_{L2} Widerstand der Rotorwicklung in der Längsrichtung
R_{M1} Widerstand zwischen Statorblechpaket und Kühlluft
R_{M2} Widerstand zwischen Rotorblechpaket und Kühlluft
R_{N1} Widerstand zwischen Statorwicklung und Statorblechpaket
R_{N2} Widerstand zwischen Rotorwicklung und Rotorblechpaket
R_{S1} Widerstand zwischen Statorstirnverbindungen und Kühlluft
R_{S2} Widerstand zwischen Rotorstirnverbindungen und Kühlluft
V_{A1} Verluste des im Blechpaket liegenden Teiles der Statorwicklung
V_{A2} Verluste des im Blechpaket liegenden Teiles der Rotorwicklung
V_{E1} Statoreisenverluste
V_{E2} Rotoreisenverluste
V_{S1} Verluste in den Stirnverbindungen der Statorwicklung
V_{S2} Verluste in den Stirnverbindungen der Rotorwicklung
R_δ Wärmewiderstand des Luftspaltes

eisentemperaturen wesentlich geringer wird als bei der ersten Berechnung. Die getrennte Berechnung der Temperaturen für Stator bzw. Rotor erfolgt nach den ziemlich einfachen Formeln, die im Abschnitt 3 gezeigt sind.

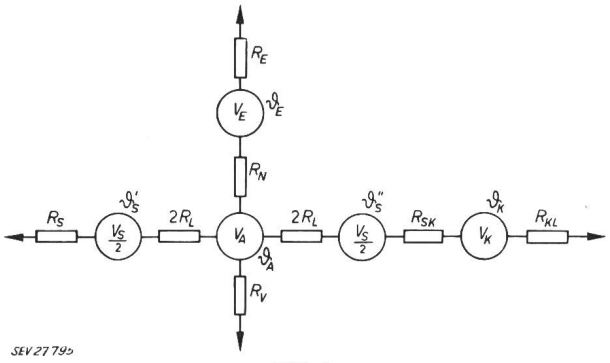

Fig. 4

Wärmenetz einer Kommutatormaschine

R_{KL} Widerstand zwischen Kommutator und Kühlluft
R_{SK} Widerstand der Verbindungen zwischen Wicklung und Kommutator
V_K Kommutatorverluste
ϑ_K Übertemperatur des Kommutators
ϑ_S' mittlere Übertemperatur der Stirnverbindungen an der Kommutatorseite
ϑ_S'' mittlere Übertemperatur der Stirnverbindungen an der dem Kommutator gegenüberliegenden Seite

Weitere Bezeichnungen siehe Fig. 1

In Fig. 4 ist das Wärmenetz eines Rotors mit Kommutator gezeigt. Als Neues kommen der Wärmewiderstand R_{SK} der Verbindungen zwischen der Wicklung und dem Kommutator, die Kommutatorverluste V_K und der Wärmewiderstand zwischen dem Kommutator und der Kühlluft hinzu. Den Wärmewiderstand R_{SK} berechnet man zu:

$$R_{SK} = \frac{1}{N\,u\,\lambda_W}\left(\frac{l_s}{6\,q_s} + \frac{l_{verb.}}{2\,q_{verb.}}\right) \qquad (30)$$

worin u die Zahl der nebeneinander liegenden Spulen in einer Nut, $l_{verb.}$ die Länge der Verbindungen, $q_{verb.}$ der Querschnitt der Verbindungen und q_s der Querschnitt der Spule ist. Die Wirkung dieses Widerstandes ist nur bei grossen Maschinen, bei denen $q_{verb.} \approx q_s$ ist, zu merken. Die Temperaturen der Stirnverbindungen an beiden Seiten des Ankers werden jetzt verschieden, was in Fig. 4 durch die Bezeichnungen ϑ_s' und ϑ_s'' angedeutet ist. Das Wärmenetz enthält 13 Unbekannte und erfordert ziemlich viel Rechenarbeit zur Bestimmung der Übertemperaturen.

Das Wärmenetz einer geschlossenen Maschine mit Aussenbelüftung ist in Fig. 5 gezeigt. Wenn man für den Aussenmantel die gleiche Temperatur ϑ_M für die ganze Oberfläche annimmt, so kann das Wärmenetz bedeutend vereinfacht werden. In Wirklichkeit variiert diese Temperatur etwas, doch nicht so viel, dass man die Schwankungen berücksichtigen muss. Die Übertemperatur des Mantels gegenüber der Kühlluft ϑ_{La} ergibt sich aus der Summe aller Verluste und dem Wärmewiderstand des Mantels gegenüber der Kühlluft R_{Ma} zu:

$$\vartheta_M = R_{Ma}\,(V_S + V_A + V_E + V_L) \qquad (31)$$

worin V_L die Summe der Läuferverluste und der inneren Luftreibungsverluste ist. Wir betrachten hier die Übertemperatur gegenüber der mittleren Kühllufttemperatur ϑ_{La}. Diese ist höher als die Temperatur der eintretenden Luft und lässt sich aus den gesamten Verlusten der Maschine V und der Luftmenge K bestimmen:

$$\vartheta_{La} \approx \frac{V}{2\,s_L\,c_L\,K} \qquad (32)$$

Zu beachten ist, dass bei Maschinen mit offenen Rippen ein grosser Teil der von dem Ventilator geförderten Luft nicht längs des Gehäuses strömt, und damit sich nicht an der Wärmeabfuhr beteiligt.

Es bleibt uns noch die Wicklungsübertemperatur ϑ_W' gegenüber dem Mantel zu bestimmen. Dazu müssen erst die Übertemperatur des im Eisen liegenden Teiles ϑ_A' und der Stirnverbindungen ϑ_S' berechnet werden. Wir bezeichnen die Übertemperaturen gegenüber dem Mantel mit einem Strich, um sie von den endgültigen Übertemperaturen gegenüber der einströmenden Luft zu unterscheiden. Die erwähnten partiellen Übertemperaturen ergeben sich aus dem oberen Teil des Netzes zu:

$$\vartheta_A' = \frac{[V_A(R_N + R_j) + V_E R_j](1 + R_S/R_L + R_{Mi}/R_L) + [V_S(R_S + R_{Mi}) + V_L R_{Mi}](R_N/R_L + R_j/R_L)}{(1 + R_j/R_L + R_N/R_L)(1 + R_S/R_L + R_{Mi}/R_L) - (R_N/R_L + R_j/R_L)(R_S/R_L + R_{Mi}/R_L)} \qquad (33a)$$

$$\vartheta_S' = \frac{V_S(R_S + R_{Mi}) + V_L R_{Mi} + \vartheta_A'(R_S/R_L + R_{Mi}/R_L)}{1 + R_S/R_L + R_{Mi}/R_L} \qquad (33b)$$

und

$$\vartheta_W' = \frac{\vartheta_A' V_A + \vartheta_S' V_S}{V_A + V_S} \qquad (34)$$

Die endgültige Übertemperatur der Wicklung wird:

$$\vartheta_W = \vartheta_W' + \vartheta_M + \vartheta_{La} \qquad (35)$$

Die Bedeutung der Wärmewiderstände R_S, R_N und R_L ist bereits erklärt worden. Der Wärmewiderstand R_{Ma} ist durch die Wärmeabgabe der Aussenfläche des Mantels bestimmt. Der grösste Teil dieser Fläche wird meistens mit Rippen versehen. Die Wärmeabgabezahlen sind jedoch an verschiedenen Stellen ungleich, da die Luftgeschwindigkeit längs der Oberfläche ungleichmässig verteilt ist. Die gegenüber dem Ventilator liegende Stirnfläche wird in der Regel schlechter gekühlt als die am Ventilator liegende Stirnfläche. Man muss streng genommen zunächst die Wärmeleitwerte der einzelnen Teile der Oberfläche und danach den resultierenden Wärmeleitwert bestimmen. Der Wärmewiderstand R_{Ma} ergibt sich als reziproker Wert des resultierenden Leitwertes [vgl. Gl. (6)].

Ebenso berechnet man den Widerstand R_{Mi}, der durch die Wärmeübertragung von der inneren Luft an die Innenfläche des Mantels bestimmt ist. Diese Fläche wird durch die Räume, in denen die Stirnverbindungen liegen, gebildet. Auch hier ist die Wärmeübergangszah für die Fläche, die an der Ventilatorseite liegt, grösser als für die gegenüberliegende Seite. Man rechnet deshalb mit dem Mittelwert für beide Seiten. Die Temperatur der Innen-

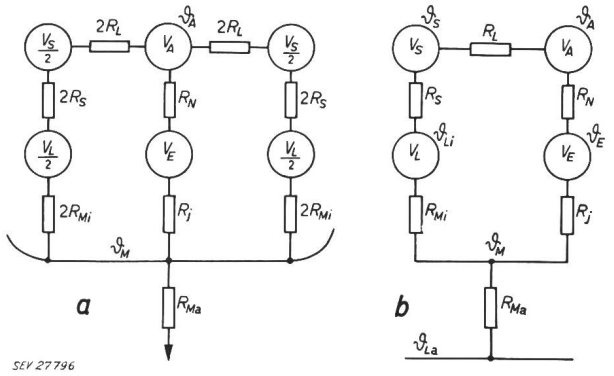

Fig. 5

Wärmenetz einer geschlossenen Maschine mit Aussenkühlung

R_j Widerstand zwischen Blechpaket und Gehäuse
R_{Mi} Widerstand zwischen innerer Kühlluft und Gehäuse
R_{Ma} Widerstand zwischen Gehäuse und äusserer Kühlluft
V_L Verluste im Rotor
ϑ_M mittlere Übertemperatur des Gehäuses
ϑ_{La} mittlere Übertemperatur der äusseren Kühlluft
ϑ_{Li} mittlere Übertemperatur der inneren Kühlluft

Weitere Bezeichnungen siehe Fig. 1 und 2

luft ist ebenfalls an verschiedenen Stellen ungleich. Für unsere Berechnung verwenden wir einen Mittelwert dieser Temperatur.

Der Wärmewiderstand R_j ist durch die Wärmeübertragung im Ständerjoch [Gl. (16)] und durch den Wärmeübergang zwischen dem Blechpaket und dem Mantel (Gehäuse) gegeben. Seine Grösse beträgt

$$R_j = \frac{1}{A_{Ma}} \left(\frac{h_j}{\lambda_{Fe}} + \frac{1}{\alpha_{j\delta}} \right) \tag{36}$$

worin A_{Ma} die Aussenfläche des Blechpaketes ist.

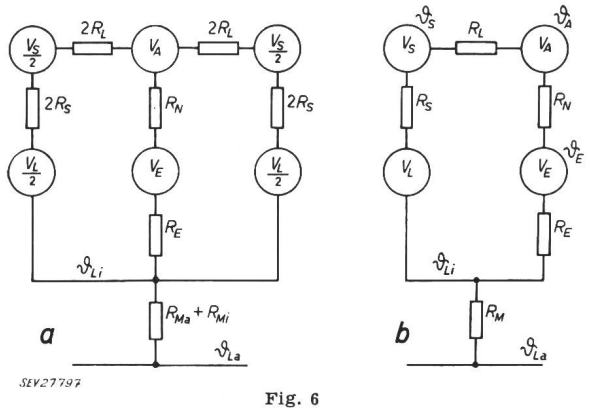

Fig. 6
Wärmenetz einer geschlossenen Maschine mit Kühlröhren
R_M resultierender Widerstand zwischen innerer und äusserer Kühlluft
Weitere Bezeichnungen siehe Fig. 1, 2 und 5

Bei geschlossenen Maschinen ohne Rippen, aber mit eingebauten Kühlröhren, liegt das Blechpaket nicht unmittelbar am Gehäuse, sondern wird, dank der äusseren Mantelfläche, ebenfalls von der inneren Kühlluft bestrichen. Für diese Maschine können wir eine konstante Temperatur der Innenluft annehmen, wodurch man das Wärmenetz, das in Fig. 6 dargestellt ist, erhält. Über die Zulässigkeit der oben erwähnten Annahme haben wir bereits bei dem Vergleich des axialen mit dem radialen Kühlsystem gesprochen. Aus dem Wärmenetz erhält man die partiellen Übertemperaturen der Wicklung gegenüber der Innenluft zu:

$$\vartheta_A' = \frac{[V_A (R_N + R_E) + V_E R_E](1 + R_S/R_L) + V_S (R_N + R_E) R_S/R_L}{(1 + R_E/R_L + R_N/R_L)(1 + R_S/R_L) - (R_N/R_L + R_E/R_N) R_S/R_L} \tag{37a}$$

und

$$\vartheta_S' = \frac{V_S R_S + \vartheta_A' R_S/R_L}{1 + R_S/R_L} \tag{37b}$$

Die Übertemperatur ϑ_W' berechnet man wieder nach Gl. (34). Die Übertemperatur der Innenluft wird:

$$\vartheta_{Li} = (R_{Ma} + R_{Mi})(V_S + V_A + V_E + V_L) \tag{38}$$

und die endgültige Übertemperatur der Wicklung

$$\vartheta_W = \vartheta_W' + \vartheta_{Li} + \vartheta_{La} \tag{39}$$

Das Wärmenetz des Transformators erhält man aus dem Wärmenetz des Motors in Fig. 6. Vernachlässigen wir die meistens geringe Wärmeübertragung

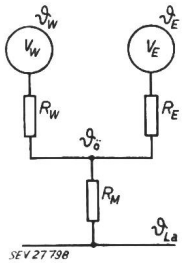

Fig. 7
Wärmenetz eines Transformators
$\vartheta_{\ddot{o}}$ mittlere Übertemperatur des Öles
Weitere Bezeichnungen siehe Fig. 1, 5 und 6

zwischen dem Eisenkern und der Wicklung, so erhält man das in Fig. 7 gezeigte Wärmenetz. Die partielle Wicklungsübertemperatur, d. h. die Übertemperatur gegenüber dem Öl wird:

$$\vartheta_W' = R_W V_W \tag{40}$$

und die mittlere Übertemperatur des Öls gegenüber der mittleren Temperatur der Luft:

$$\vartheta_{\ddot{o}} = (R_{Ma} + R_{Mi})(V_W + V_E) \tag{41}$$

Die gesamte mittlere Übertemperatur der Wicklung wird

$$\vartheta_W = \vartheta_W' + \vartheta_{\ddot{o}} + \vartheta_L \tag{42}$$

Die Berechnung der Wärmewiderstände erfolgt nach den bereits besprochenen Regeln, wobei neben der Oberfläche noch die Wärmeübergangszahl erforderlich ist.

Literatur

[1] *Richter, R.*. Elektrische Maschinen. 1. Bd.: Allgemeine Berechnungselemente. Die Gleichstrommaschinen. 2. verb. Aufl. Basel: Birkhäuser 1951.

[2] *Gotter, G.*: Erwärmung und Kühlung elektrischer Maschinen. Berlin: Springer 1954.

[3] *Hak, J.*: Lösung eines Wärmequellen-Netzes mit Berücksichtigung der Kühlströme. Arch. Elektrotechn. Bd. 42(1955/56), Nr. 3, S. 137...154.

[4] *Hak, J.*: Der Luftspalt-Wärmewiderstand einer elektrischen Maschine. Arch. Elektrotechn. Bd. 42(1955/56), Nr. 5, S. 257...272.

[5] *Hak, J.*: Möglichkeiten und Aussichten einer unbeschränkten Lösung des Wärmeproblems von elektrischen Maschinen. E und M Bd. 74(1957), Nr. 14, S. 305...311.

[6] *Kotnik, R. L.*: An Equivalent Thermal Circuit for Nonventilated Induction Motors. Trans. AIEE Bd. 73(1954), Part I, S. 1604...1609 = Power Apparatus and Systems Nr. 16, Februar 1955.

Adresse des Autors:

Dr.-Ing. *W. Schuisky*, Gunnilbogatan 16 A, Västerås (Schweden).

Elektrische Einrichtungen der neuen Aluminium-Hütte Mosjöen in Norwegen

Von *H. Widmer*, Zürich

621.316.176 : 669.713.7(481)

Anfangs 1958 ist nach einer Bauzeit von rund 20 Monaten in Mosjöen eine neue Aluminium-Hütte in Betrieb gesetzt worden (Fig. 1). Die anfängliche Produktionskapazität von 22 000 t Rohaluminium pro Jahr ist inzwischen auf 26 000 t erhöht worden. Bauherr der Anlage ist die norwegische Aktiengesellschaft Mosal A/S, an welcher die Elektrokemisk A/S, Oslo, mit ²/₃ und die Aluminium-Industrie-Ak-