Zeitschrift: Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins, des Verbandes Schweizerischer Elektrizitätsunternehmen = Bulletin de l'Association suisse des électriciens, de l'Association des entreprises électriques suisses

Herausgeber: Schweizerischer Elektrotechnischer Verein ; Verband Schweizerischer Elektrizitätsunternehmen

Band: 70 (1979)

Heft: 23

Artikel: Berechnung der Feld-Nutstreuinduktivität von Turbogeneratoren aus der Gesamtflussverteilung nach dem Differenzverfahren

Autor: Cetin, I.

DOI: https://doi.org/10.5169/seals-905452

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: 06.07.2025

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

Berechnung der Feld-Nutstreuinduktivität von Turbogeneratoren aus der Gesamtflussverteilung nach dem Differenzenverfahren

Von I. Cetin

621.313.322–81:517 962;

Als Beitrag zu der genaueren Ermittlung der transienten Reaktanzen von Synchronmaschinen werden die Streuflussverhältnisse in Rotornuten eines grossen Turbogenerators untersucht, und es wird eine allgemeine Formel für die Berechnung der Leitwertzahl einer Trapeznut abgeleitet.

A titre de contribution à une détermination plus précise des réactances transitoires de machines synchrones, les flux de dispersion des encoches rotoriques d'un grand turbo-alternateur sont étudiés et une formule générale est établie pour le calcul du coefficient de conductance d'une encoche trapézoïdale.

1. Einleitung

Feldverteilungen bestimmen wesentlich das Betriebsverhalten elektrischer Maschinen. Da eine genaue Bestimmung der Feldverteilung auch bei gezielt einfach gewählter Anordnung des magnetischen Kreises in den meisten Fällen ausserordentlich schwierig ist, behalf man sich von Anfang an mit vereinfachten hypothetischen Feldverteilungen, die von der Wirklichkeit mehr oder weniger abweichen. So teilt man den Streufluss von Turbogeneratoren in Nuten-, Zahn- und Wickelkopfstreuung auf und berechnet die entsprechenden Leitwertzahlen getrennt. Es ist von besonderem Interesse zu überprüfen, wieweit diese praktische Auffassung mit den modernen Verfahren der Feldermittlung vereinbar ist und bestätigt wird. Diese Überprüfung wird im folgenden für die Nutstreuung eines Turbogeneratorrotors durchgeführt. Damit will man erstens die Richtigkeit der entsprechenden klassischen Formeln für Nutleitwertzahlen überprüfen und zweitens die Sättigungsfaktoren für die untersuchte Maschine ermitteln. Der Sättigungsfaktor ist wichtig für die Ermittlung der transienten Reaktanzen und der entsprechenden Zeitkonstanten von belasteten Maschinen, die praktisch eine beträchtliche Sättigung aufweisen können. Damit können das transiente Verhalten und die transiente Stabilität genauer erfasst werden als im herkömmlichen Verfahren mit konstanten X'_d und X'_q. Angesichts der ungünstigen Steigung der transienten Reaktanz mit der Leistung von Turbogeneratoren und der dadurch gesetzten Grenze zur Leistungserhöhung, kommt der genaueren Kenntnis dieser Reaktanz ganz besondere Bedeutung zu.

Streureaktanzen sind für alle elektrischen Maschinen wichtige Grössen. Sie werden in zahlreichen Veröffentlichungen [1...4] für den Fall der konstanten Permeabilität behandelt. Im Gegensatz dazu ist die Literatur über Streuinduktivitäten bei Sättigung [1; 5; 6 u.a.] erstaunlich gering. In [1] wird eine willkürliche Flussverteilung um die Nut angenommen, und danach werden die Flusskennlinien für verschiedene Nutenteile ermittelt. In [5] wird die Magnetisierungskennlinie durch eine gebrochene Gerade ersetzt und daraus die Streuinduktivität berechnet. Schliesslich wird in [6] für die Streuinduktivität der Asynchronmotoren die Abhängigkeit

$$X = A + B \cdot I'/I \tag{1}$$

angenommen, wobei A und B Konstante und I' ein die Sättigung kennzeichnender Stromwert sind.

Der Verfasser dankt den Herren N. Krick, Dr. G. Neidhöfer, Dr. M. Canay und P. Brandl von der BBC Brown, Boveri & Cie AG, Baden, für ihre Hilfsbereitschaft bei der Durchführung der Feldberechnungen.

2. Klassische Berechnung von Leitwertzahlen

Zur Berechnung der Nut-, Zahn- und Wickelkopfleitwertzahl ohne Berücksichtigung der Sättigung sind in der Literatur [1...4] verschiedene Formeln vorhanden. Eine Induktivität bzw. eine Leitwertzahl kann nur bei einer bestimmten Feldverteilung berechnet werden. Da man die exakte Feldverteilung allgemein sehr schwer behandeln kann, wird schlechthin eine empirische Feldverteilung angenommen. Kennzeichnend ist für die Nut die Annahme einer dem Nutgrund parallel verlaufenden Feldverteilung, obwohl dies bei schrägen Nutwänden offensichtlich falsch ist.

Die üblichen Formeln für Leitwertzahlen sollen hier nicht wiederholt werden. Es sei jedoch eine Formel hergeleitet, die die Nutleitwertzahl in einem beliebigen Teil des Strombereiches ergibt. Sie ermöglicht die genauere Berechnung der Leitwertzahl im stromdurchflossenen Gebiet in Fällen mit veränderlicher Nut- und Leiterbreite, wie dies bei Turbogeneratoren mit Trapeznuten im Rotor tatsächlich vorkommt. Man findet dann die Nutleitwertzahl durch Summierung der Teil-Nutleitwertzahlen. Für einen beliebigen Nutenteil gemäss Fig. 1 werden die magnetische Feldstärke H_x und die magnetische Energie W_i

$$H_x = H_u + \frac{H_0 - H_u}{h_i} \cdot x \tag{2}$$

$$W_i = \frac{1}{2}\mu_0 \int H_x^2 \cdot \mathrm{d}V = \frac{1}{6}\mu_0 l b_i h_i \left(H_u^2 + H_0^2 + H_u H_0\right) \tag{3}$$

Daraus erhält man den additiven Beitrag λ_{Ni} zur Nutleitwertzahl λ_N der aus n Gebieten bestehenden Nut zu

$$\lambda_{Ni} = \frac{2W_i}{\mu_0 l \Theta_N^2} = \frac{h_i}{3\,b_i} \cdot \left[\left(\frac{\Theta_u}{\Theta_N}\right)^2 + \left(\frac{\Theta_0}{\Theta_N}\right)^2 + \frac{\Theta_u}{\Theta_N} \cdot \frac{\Theta_0}{\Theta_N}\right] \tag{4}$$

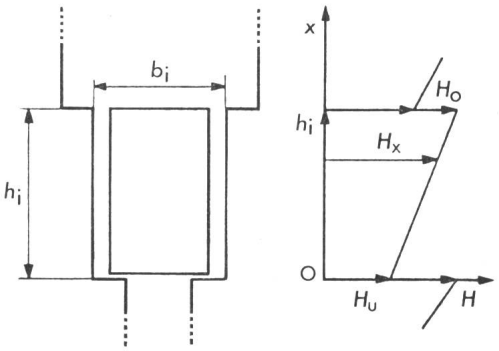

Fig. 1 Ableitung der allgemeinen Formel des Beitrags eines beliebigen Trapeznutteiles zur Nutleitwertzahl

$$\lambda_N = \sum_{i=1}^{n} \lambda_{Ni} \tag{5}$$

Dabei bedeutet Θ_N die Nutdurchflutung, Θ_u die Gesamtdurchflutung an der unteren Grenze und Θ_0 die Gesamtdurchflutung an der oberen Grenze des betrachteten Nutenteiles. Bei gleichmässiger Stromverteilung kann man statt Θ_N, Θ_u und Θ_0 die entsprechenden Querschnitte A_N, A_u und A_0 einsetzen.

$$\lambda_{Ni} = \frac{h_i}{3\,b_i} \cdot \left[\left(\frac{A_u}{A_N}\right)^2 + \left(\frac{A_0}{A_N}\right)^2 + \frac{A_u}{A_N} \cdot \frac{A_0}{A_N}\right] \tag{6}$$

Der Ausdruck in Klammern verallgemeinert die klassische Formel für den Sonderfall des stromdurchflossenen Teiles mit konstanter Breite b der Nut und des Leiters, d.h.

$$\Theta_u = 0 \qquad \Theta_0 = \Theta_N \qquad \lambda_{Ni} = h/3b \tag{7}$$

Die Formel (4) gilt aber auch für den stromlosen Teil der Nut.

$$\Theta_u = \Theta_0 = \Theta_N \qquad \lambda_{Ni} = h_i/b_i \tag{8}$$

Berechnet man die Leitwertzahl im untersten stromdurchflossenen Teil bei sich treppenweise ändernder Breite, so erhält man für diesen Sonderfall die Formel

$$\Theta_u = 0 \qquad \lambda_{Ni} = \frac{h_i}{3\,b_i} \cdot \left(\frac{\Theta_0}{\Theta_N}\right)^2 = \frac{h_i}{3\,b_i} \cdot \left(\frac{A_0}{A_N}\right)^2 \tag{9}$$

Schliesslich ergibt die allgemeine Formel für den stromlosen Raum der Höhe h_i zwischen zwei Stäben mit gleichen Stromstärken die bekannte Formel

$$\Theta_u = \Theta_0 = \Theta_N/2 \qquad \lambda_{Ni} = h_i/4b_i \tag{10}$$

Man kann also mit einer einzigen Formel die ganze Nut erfassen.

3. Sättigungsfaktoren von Leitwertzahlen

Ist die magnetische Kennlinie einer Spule nicht linear, so kann man bekanntlich [7; 8] drei verschiedene Selbstinduktivitäten bei Gleichstrom definieren: die Flußselbstinduktivität L_F, die Differentialselbstinduktivität L_D und die Energieselbstinduktivität L_E. Für diese mit dem Sammelbegriff «Grundinduktivitäten» bezeichneten Grössen gelten die Definitionsformeln

$$L_F = \Psi/I \qquad L_D = \mathrm{d}\Psi/\mathrm{d}I \qquad L_E = 2\,W/I^2 \tag{11}$$

Dabei bedeutet Ψ den Verkettungsfluss, I den entsprechenden Strom und W die entsprechende magnetische Energie der Spule. Jede Grundinduktivität erfasst eine bestimmte Grösse: L_F den Verkettungsfluss, L_D die Spannung und L_E die magnetische Energie. Die Grundinduktivitäten sind im linearen Teil der magnetischen Kennlinie identisch, im nichtlinearen Teil dagegen grundsätzlich verschieden und vom Betriebspunkt abhängig. Es scheint, dass diese grundsätzlichen Unterschiede in der Literatur nicht immer zum Ausdruck kommen. Die in neueren Veröffentlichungen [9; 10; 11] aus Flussverteilungen ermittelten Induktivitäten sind eigentlich Flussinduktivitäten, die nicht zur strengen Erfassung der Spannung, daher auch der Reaktanz und der magnetischen Energie, herangezogen werden sollen. Darin kann ein Grund der Abweichung von Messwerten liegen.

In der einschlägigen Literatur hat man die Leitwertzahlen vorwiegend bei konstanter Permeabilität untersucht. Sie werden entweder aus der Flussverkettung oder aus der magnetischen Energie berechnet, wobei man immer dieselbe und gleiche konstante Grösse findet, weil die Permeabilität konstant bleibt. Erst in neueren Arbeiten [9; 10; 11] begann man die veränderliche Permeabilität einzuführen. Es ist aber notwendig, die Leitwertzahlen bei veränderlicher Permeabilität zuerst einwandfrei zu definieren. Wegen der engen Beziehung zwischen Induktivitäten und Leitwerten bzw. Leitwertzahlen ist es naheliegend, in Anlehnung an die Grundinduktivitäten zu verfahren, um eine einheitliche und parallele Darstellung im Sättigungsfall zu erhalten. So kann man drei Grundleitwerte bzw. Grundleitwertzahlen definieren. Der Fluss-, der Differential- und der Energieleitwert bzw. die Fluss-, die Differential- und die Energieleitwertzahl werden danach

$$\Lambda_F = \Phi/\Theta_N \qquad \Lambda_D = \mathrm{d}\Phi/\mathrm{d}\Theta_N \qquad \Lambda_E = 2\,W/\Theta_N^2 \tag{12}$$

$$\lambda_F = \frac{\Lambda_F}{\mu_0 l} = \frac{\Phi}{\mu_0 l\,\Theta_N} \qquad \lambda_D = \frac{\Lambda_D}{\mu_0 l} = \frac{1}{\mu_0 l} \cdot \frac{\mathrm{d}\Phi}{\mathrm{d}\Theta_N}$$
$$\lambda_E = \frac{\Lambda_E}{\mu_0 l} = \frac{2\,W}{\mu_0 l\,\Theta_N^2} \tag{13}$$

Es sei nochmals betont, dass es sich um grundsätzlich verschiedene Grössen handelt, die nur bei konstanter Permeabilität zur gleichen konstanten Grösse Λ_0 bzw. λ_0 führen. Daher ist der «Leitwert» allein im allgemeinen Falle der veränderlichen Permeabilität nicht eindeutig. Es wäre also grundsätzlich falsch, Leitwerte bzw. Leitwertzahlen verschiedener Art zu addieren. Weiter stellt die Flussleitwertzahl kein strenges Mass dar für die Selbstinduktionsspannung des Leiters oder für die im betrachteten Raum aufgespeicherte magnetische Energie. In [5] ermittelt man mit dem Ersatz der Magnetisierungskennlinie durch eine gebrochene Gerade nur die Fluss-Streuinduktivität $L\sigma_F$ (Fig. 2). Berechnet man noch die anderen Streuinduktivitäten, so sieht man, dass sie im Sättigungsbereich stark voneinander abweichen.

Die Sättigungsfaktoren bei veränderlicher Permeabilität werden als Verhältnis des Leitwertes bzw. der Leitwertzahl zur jeweiligen Grösse im linearen Teil der Magnetisierungskennlinie definiert. In der einschlägigen Literatur wurde bisher nur der Sättigungsfaktor der Flussleitwertzahl behandelt. Über den Sättigungsfaktor von Leitwertzahlen bei Turbogeneratoren

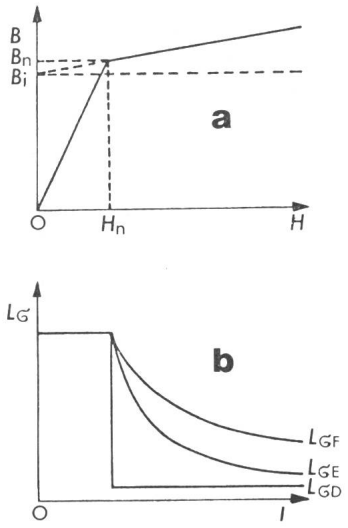

Fig. 2 **Verschiedene Streuinduktivitäten (b) bei Annahme einer gebrochenen Geraden (a) für die magnetische Kennlinie einer Nut [5]**

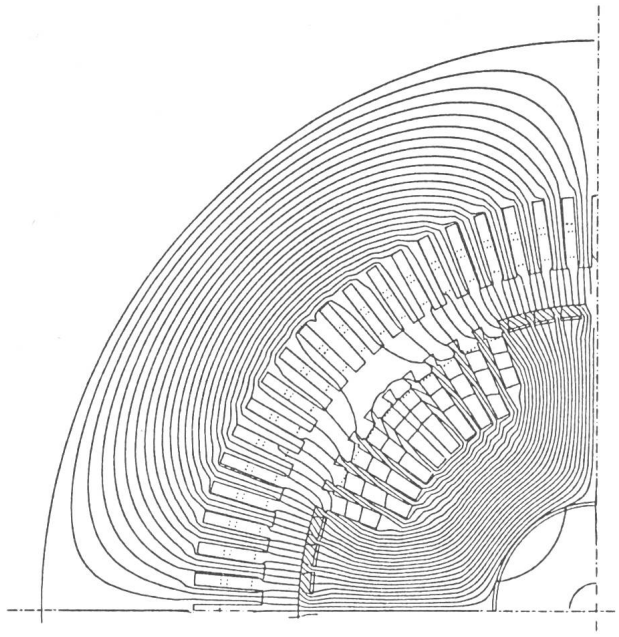

Fig. 3 **Feldverteilung im Leerlauf mit Nennspannung für einen Turbogenerator von 1500 MVA**

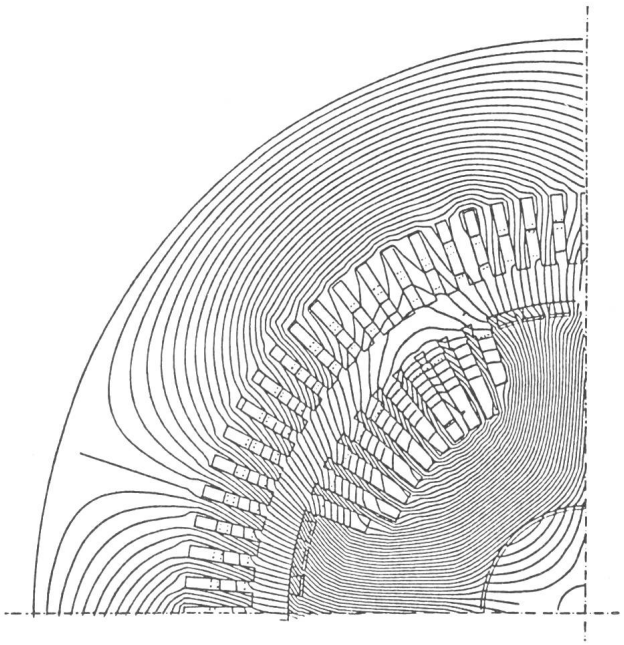

Fig. 4 **Feldverteilung bei Belastung mit Nennlast für einen Turbogenerator von 1500 MVA**

gehen die Meinungen auseinander. Er ist nach [9; 12] < 1 und nach [10] > 1. Dies zeigt, dass der Einfluss der Sättigung noch nicht genügend erforscht ist.

4. Ermittlung der Flussleitwertzahl der Nutstreuung aus der Gesamtflussverteilung

Die zweidimensionale Feldverteilung im Querschnitt von elektrischen Maschinen ermittelt man heutzutage vorwiegend aus der Verteilung des Vektorpotentiales, wobei das Differenzenverfahren und die Methode der finiten Elemente zur Anwendung kommen. Für die Ermittlung der Nutleitwertzahlen kann man zwei grundsätzlich verschiedene Wege gehen. Man kann entweder die Durchflutung einer Nut allein im Nutenraum betrachten oder die Flussverhältnisse der Nut aus der Gesamtflussverteilung ermitteln. Es ist naheliegend, dass die Ergebnisse im zuletzt genannten Falle der Wirklichkeit näher kommen können. Dieser Weg wurde hier bevorzugt, und die Fluss-Leitwertzahlen wurden aus vorhandenen Feldberechnungen ermittelt. Die Untersuchung beruht auf dem in [13] beschriebenen Verfahren. Wegen der angenommenen zweidimensionalen Feldverteilung besitzt das Vektorpotential A nur eine Komponente A_z in axialer Richtung. Diese Komponente ergibt sich aus der Lösung der Poissonschen Differentialgleichung

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{1}{\mu}\cdot\frac{\partial A_z}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{1}{\mu}\cdot\frac{\partial A_z}{\partial y}\right)=-S_z \qquad (14)$$

Dabei bedeutet S_z die Komponente der Stromdichte in der z-Richtung und μ die von der Induktion in eindeutiger Weise abhängige Permeabilität. Die Gleichung (14) kann bekanntlich als Eulersche Differentialgleichung des nichtlinearen Energiefunktionals aufgefasst werden. Die diskretisierten Vektorpotentiale sind in einem automatisch erzeugten Gitter definiert. Der Verlauf des Vektorpotentiales auf einer Netzlinie zwischen zwei Netzpunkten wird linear angenommen. Die Annahme eines stückweise linearen Potentialverlaufes ist im allgemeinen genau genug bei Auswertungen, die eine Integration des Potentiales erfordern, wie dies bei der Berechnung der Induktivitäten der Fall ist. Die Wirbelströme und die Hysterese wurden vernachlässigt. Wegen der zweidimensionalen Feldverteilung bleiben die Feldverhältnisse in Stirnräumen ausser acht.

Fig. 3, 4 und 5 zeigen die Feldverteilungen im Leerlauf mit Nennspannung, bei Nennlast und im Kurzschluss eines vierpoligen Turbogenerators von 1500 MVA. Diese Bilder zeigen die wesentlichen Abweichungen gegenüber der klassischen Theorie der Streuflüsse. Die Feldverteilung ist von Nut zu Nut verschieden, verläuft also nicht periodisch mit Rotornuten. Allgemein ist die Annahme eines nur eindimensionalen Nutenquerfeldes nicht zulässig. Die Feldverteilung hängt wesentlich von der Lage des Rotors gegenüber dem Stator ab, daher ist sie vom Lastwinkel bzw. von der Belastung stark

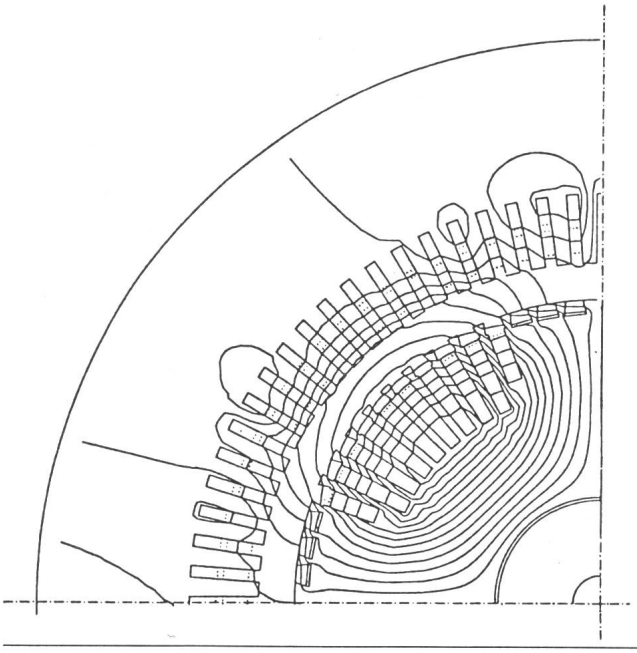

Fig. 5 **Feldverteilung im Kurzschluss mit Nennstrom für einen Turbogenerator von 1500 MVA**

abhängig. In der klassischen Theorie dagegen werden alle Rotor- oder Statornuten unter sich gleich behandelt. Zudem wird der Feldverlauf dem Nutengrund parallel angenommen. Fig. 6 zeigt die Nutstreufluss-Kennlinien der Feldwicklung im Leerlauf in Abhängigkeit des Feldstromes. Im Belastungszustand hat jede Nut eine von Flusskennlinien anderer Nuten abweichende Kennlinie. Im Leerlauf und Kurzschluss besitzt die Feldverteilung eine ungefähre Symmetrieachse, so dass die gegenüber dieser Achse symmetrisch gelegenen Nuten gleiche Flusskennlinien aufweisen.

Für die Ermittlung der Flussleitwertzahl muss man den stromlosen und den stromdurchflossenen Bereich einer Nut voneinander unterscheiden. Im ersten Bereich wird mit Vektorpotentialwerten A_1 und A_2 in den Mitten der Grenzflächen

$$\Phi = A_2 - A_1 \qquad \lambda_F = \frac{\Phi}{\mu_0 l \Theta_N} = \frac{A_2 - A_1}{\mu_0 l \Theta_N} \tag{15}$$

Im stromdurchflossenen Bereich ist die Formel der Fluss-Nutleitwertzahl verschieden

$$\Phi = A_2 - A_1 \qquad \lambda_F = \frac{2}{3} \cdot \frac{\Phi}{\mu_0 l \Theta_N} = \frac{2}{3} \cdot \frac{A_2 - A_1}{\mu_0 l \Theta_N} \tag{16}$$

Der Faktor 2 rührt daher, dass man eine linear steigende Verteilung der Induktion wie in der klassischen Theorie angenommen hat. Diese hier angewandte Vereinfachung ist mit Fehlern behaftet, die jedoch durch Berechnungsverfeinerung vernachlässigbar gemacht werden können.

5. Änderung der Fluss-Nutleitwertzahl nach Nutstellung, Betriebsart und Sättigung

Die aus der Gesamtflussverteilung errechneten Fluss-Nutleitwertzahlen sind in Fig. 7 bis 10 dargestellt und mit den Werten der klassischen Berechnung verglichen. Die Nutleitwertzahlen sind von der Nutstellung abhängig. Im Leerlauf mit 0,1 U_N und im Kurzschluss mit 34400 A Statorstrom sind sie für mittlere Nuten mit guter Näherung einander gleich. Die entsprechenden Werte weichen nur wenig von den klassisch erhaltenen Resultaten ab, wie dies aus Tab. I für mittlere Nuten hervorgeht.

Dabei gehört λ_{N1} dem stromdurchflossenen Teil, λ_{N2} dem stromlosen Teil und λ_N der ganzen Nut. Die klassische Theorie wird also für den Leerlauf ohne Sättigung und den Kurzschluss gut bestätigt. Im Leerlauf mit (1...1,3) U_N nimmt der Sättigungseinfluss zu und wird beträchtlich. Dabei sieht man den Einfluss der Durchflutungsverteilung mit dem Höchstwert in der Polmitte. Die von der Symmetrieachse aus zunehmende Durchflutung erhöht mit zunehmendem Abstand die Sättigung im Nutenbereich. Wegen der Entlastung durch die nutenlosen Bereiche kommt aber eine Flusszunahme in benachbarten Nuten zustande. Bei Belastung erhält man die Leitwertzahlen λ_{Nb} und Sättigungsfaktoren $\lambda_{Nb}/\lambda_{N0}$ nach Tab. II im Vergleich zu denjenigen λ_{N0} bei Leerlauf und λ_{Nk} bei Kurzschluss.

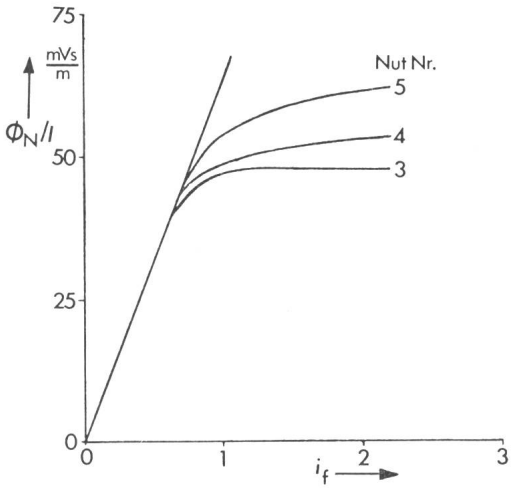

Fig. 6 **Aus der Gesamtflussverteilung berechnete Nutfluss-Kennlinien der Feldwicklung im Leerlauf**
i_f Feldstrom in per unit

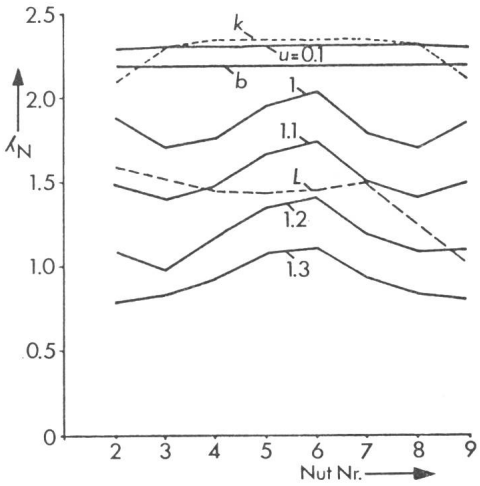

Fig. 7 **Verlauf der Nutflussleitwertzahl nach der Nutstellung und Betriebsart**
b berechnet
u = 0,1...1,3: Leerlaufspannung
k Kurzschluss
L bei Nennleistung
u Spannung in p. u.

Tabelle I

	λ_{N1}	λ_{N2}	λ_N
Klassische Berechnung	1,328	0,855	2,183
Leerlauf 0,1 U_N	1,475	0,819	2,294
Kurzschluss I_1 = 34400 A	1,505	0,832	2,337

Tabelle II

Nut-Nr.	2	3	4	5	6	7	8	9
λ_{N0}	2,285	2,298	2,293	2,294	2,298	2,295	2,298	2,285
λ_{Nb}	1,584	1,503	1,458	1,440	1,460	1,502	1,277	1,007
$\lambda_{Nb}/\lambda_{N0}$	0,693	0,654	0,636	0,628	0,635	0,654	0,556	0,441
λ_{Nk}	2,092	2,304	2,336	2,337	2,337	2,334	2,301	2,100
$\lambda_{Nk}/\lambda_{N0}$	0,916	1,004	1,019	1,019	1,017	1,017	1,001	0,919

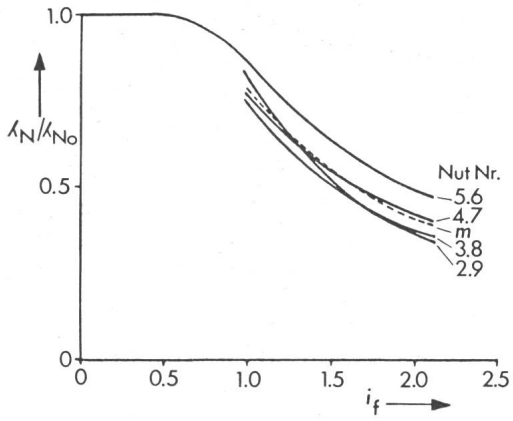

Fig. 8 **Verlauf des Sättigungsfaktors der Nutflussleitwertzahl im Leerlauf in Abhängigkeit des Feldstromes i_f**
m Mittelwert

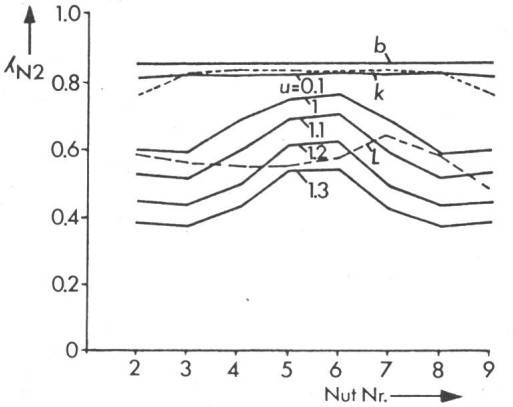

Fig. 9 **Verlauf der Flussleitwertzahl des stromlosen Nutteiles nech der Nutstellung und Betriebsart**
b berechnet
u = 0,1...1,3; Leerlaufspannung
k Kurzschluss
L bei Nennlast
u Spannung in p. u.

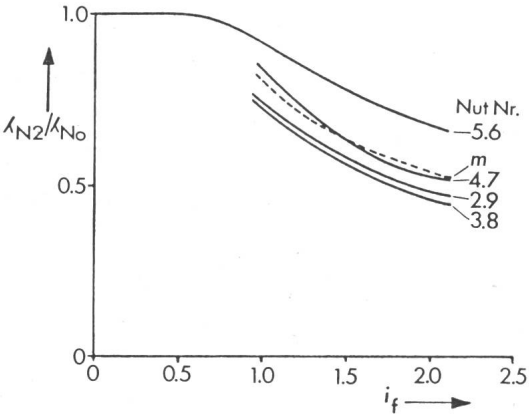

Fig. 10 **Verlauf des Sättigungsfaktors der Flussleitwertzahl des stromlosen Nutteiles im Leerlauf in Abhängigkeit des Feldstromes i_f**
m Mittelwert

Die Verteilung des Nutstreuflusses und der Nutleitwertzahl λ_{Nb} weist keine Symmetrieachse mehr auf. Die entsprechenden Sättigungsfaktoren liegen nicht auf den Kurven für den Leerlauf. Hier liegt wieder ein wichtiger Unterschied gegenüber der klassischen Theorie, die für den stationären, transienten und subtransienten Zustand dieselbe und gleiche Streuflussverteilung annimmt. Es zeigt sich, dass die tatsächliche Flussverteilung stark von der Betriebsart abhängig ist. Nicht also nur der subtransiente und der transiente Betrieb, sondern auch die stationären Betriebsarten ändern den Flussverlauf und damit die Induktivitäten. Die Annahme der gleichen Streuflussverteilung in der klassischen Betrachtungsweise kann nach modernen Feldermittlungsverfahren nicht einmal für den stationären Fall aufrechterhalten werden. Die Erläuterungen über die Verteilung und das Verhalten des Nutstreuflusses und der Nutleitwertzahl gelten auch jeweils für den stromdurchflossenen und den stromlosen Nutteil.

Es fragt sich nun, wie weit man die entsprechende Untersuchung auch für den Zahnstreufluss durchführen kann. Ein Blick auf Fig. 3 bis 5 zeigt, dass der klassische Begriff der Flußstreuung mit neueren mathematischen Modellen elektrischer Maschinen nicht ganz im Einklang steht. Die Flüsse innerhalb der Nut- und Zahnkopfgebiete haben wesentlich verschiedene Verläufe. Erstens verlaufen sie nicht rund um die Nuten. Zweitens sind die allein mit der Feldwicklung verketteten Teilflüsse ziemlich gering. Die im Nutraum und im Luftspalt verlaufenden Teilflüsse sind zum grossen Teil mit beiden Wicklungen verkettet. Auch der oben berechnete Nutfluss ist nicht im ganzen ein Streufluss. Teilweise ist er auch mit der Statorwicklung verkettet. Daher erscheint es als angebracht, die ganze Frage der Streuflüsse im Lichte der modernen Verfahren der Feldberechnung neu zu bearbeiten.

Literatur

[1] *R. Richter:* Elektrische Maschinen. 1. Band: Allgemeine Berechnungselemente. Die Gleichstrommaschinen. 2. Auflage. Basel, Birkhäuser Verlag, 1951.
[2] *G. Liwschitz:* Die elektrischen Maschinen. Band 3: Berechnung und Bemessung. Leipzig/Berlin, Verlag B.G. Teubner, 1934.
[3] *M. Canay:* Beitrag zur Berechnung des Zahnkopfstreuleitwertes und der gesamten Streureaktanz. E und M 87(1970)11, S. 515...522.
[4] *L.A. Kilgore:* Calculation of synchronous machine constants. AIEE Trans. 50(1931)12, p. 1201...1213.
[5] *H.D. Snively* and *P.B. Robinson:* Measurement and calculation of d.c. machine armature circuit inductance. AIEE Trans. Part II 69(1950)–, p. 1228...1237.
[6] *P.D. Agarwal* and *P.L. Alger:* Saturation factors for leakage reactance of induction motors. Trans. AIEE PAS 80(1960/61)6, p. 1037...1042.
[7] *I. Cetin:* Induktivitäten bei Gleich-, Wechsel- und Mischstrom. Arch. Elektrotechn. 50(1965)2, S. 105...111.
[8] *I. Cetin:* Definition und Berechnung der Induktivitäten bei Gleich- und periodischem Strom. Arch. Elektrotechn. 50(1965/66)3, S. 184...189.
[9] *K. Reichert:* Die numerische Berechnung der Nutstreuung und der Wirbelströme in Nutenleitern elektrischer Maschinen. Arch. Elektrotechn. 53(1969)2, S. 69...83.
[10] *E.F. Fuchs:* Lastabhängige transiente Reaktanzen von gesättigten Turbogeneratoren. 55(1973)5, S. 263...273.
[11] *E.F. Fuchs* and *E.E. Erdelyi:* Nonlinear theory of turboalternators. Part II: Load dependent synchronous reactances. IEEE Trans. PAS 92(1973)2, p. 592...599.
[12] *I.M. Canay:* Ersatzschemata der Synchronmaschinen sowie Vorausberechnung der Kenngrössen mit Beispielen. Diss. Nr. 81 Ecole Polytechnique de l'Université de Lausanne, 1968.
[13] *P. Brandl, K. Reichert* und *W. Vogt:* Simulation des Turbogenerators im stationären Lastfall. Brown Boveri Mitt. 62(1975)9, S. 444...449.

Adresse des Autors

Dr.-Ing. habil. *Ilhami Cetin,* Perihan Sok. 116/7 Sisli-Istanbul, Türkei.