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: 66 (1975)

Heft: 6

Artikel: Probleme bei der Steigerung der Leistung von Synchronturbogeneratoren insbesondere bei Anwendung einer supraleitenden Erregerentwicklung

Autor: Sergl, J.

DOI: https://doi.org/10.5169/seals-915269

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: 16.07.2025

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

Probleme bei der Steigerung der Leistung von Synchronturbogeneratoren, insbesondere bei Anwendung einer supraleitenden Erregerwicklung

Von J. Sergl

621.313.322-81 : 621.3.045.6 : 537.312.62

Es ist aus wirtschaftlichen und betriebstechnischen Gründen sinnvoll, die Leistung der grössten, in ein Netz einspeisenden Generatoren der steigenden Netzkapazität anzupassen. Die Grenzleistung des konventionellen zweipoligen Generators liegt jedoch wegen der maximal realisierbaren Baugrösse und elektromagnetischen Ausnutzung bei ca. 2000 MVA. Höhere Leistungen erzielt man bei einer neuartigen Generatorausführung mit supraleitender Erregerwicklung. Charakteristisch für diesen Generator ist die ausschliessliche Verwendung unmagnetischer Materialien, wenn man von der ferromagnetischen Aussenabschirmung absieht. Die Erregerwicklung befindet sich in einem Kryostaten, der auf einer Temperatur von etwa 5 K gehalten wird. Da die Feldlinien nicht mehr in dem Masse wie beim konventionellen Generator durch magnetisch gut leitende Flusswege vorgezeichnet sind, sind neue Grundgleichungen zur Berechnung der Felder und Reaktanzen abzuleiten. Es zeigt sich, dass bei einem solchen Generator mit supraleitender Erregerwicklung und 3500 MVA Nennleistung eine Synchronreaktanz unter 0,55 und eine Subtransientreaktanz über 0,23 realisierbar ist.

Pour des raisons d'ordre économique et d'exploitation, la puissance des très grands alternateurs alimentant un réseau doit être adaptée à la capacité croissante de celui-ci. La limite de puissance de l'alternateur classique bipolaire est toutefois d'environ 2000 MVA, à cause de la grandeur maximale réalisable de la construction, ainsi que de l'utilisation électromagnétique optimale. Des puissances plus élevées peuvent être atteintes par un alternateur d'un nouveau genre d'exécution, avec enroulement d'excitation supraconducteur. Ce qui caractérise cet alternateur c'est l'emploi exclusif de matières non magnétiques, abstraction faite de l'enveloppe ferromagnétique. L'enroulement d'excitation est disposé dans un cryostat maintenu à une température d'environ 5 K. Les lignes de champ ne passant plus, comme dans l'alternateur classique, par des voies magnétiquement bien conductrices, nouvelles équations fondamentales doivent être établies pour le calcul des champs et des réactances. Avec ce nouvel alternateur à enroulement d'excitation supraconducteur et d'une puissance nominale de 3500 MVA, on peut obtenir une réactance synchrone de moins de 0,55 et une réactance subtransitoire de plus de 0,23.

Der steigende Bedarf an elektrischer Energie erzwingt seit Jahrzehnten aus wirtschaftlichen und betriebstechnischen Gründen laufend eine Vergrösserung der Einheitenleistung der jeweils zu ihrer Bauzeit grössten Turbosätze in Dampfkraftwerken. Die Statistik zeigt, dass in den letzten 50 Jahren die Nennleistung der grössten Generatoren – grob gesprochen – proportional mit dem Energiebedarf gestiegen ist. Heute werden zweipolige Generatoren mit einer Nennleistung von 1000 MVA und vierpolige schon mit einer Leistung von 1500 MVA gebaut. Die gesamte installierte Kraftwerksleistung dürfte 1985 fast das Doppelte der heutigen betragen. Diese Tatsachen werfen die Frage auf, wie lange die Herstellerfirmen von Generatoren und Turbinen den Wunsch der Versorgungsunternehmen nach immer grösseren Einheitenleistungen noch befriedigen können.

Verwendete Buchstabensymbole

A Strombelag, Konstante
a Strombelag, Zahl der parallelen Zweige
B Induktion, Konstante
b Induktion
C, K Konstante
D Durchmesser, Konstante
d Faktor
h Feldstärke
I Strangstrom
i bezogener Strangstrom
l Länge
n Drehzahl
P Leistung
p bezogene Leistung, Polpaarzahl
R, r Radius
U Spannung
u bezogene Spannung
v Vektorpotential
X Synchronreaktanz
X' Transientreaktanz
X'' Subtransientreaktanz
x bezogene Reaktanz
Z Stabzahl
z axiale Koordinate
β Winkel
δ'' Ersatzluftspalt
ϑ Lastwinkel, Umfangskoordinate
μ_0 Permeabilität des luftleeren Raumes
ν Ordnungszahl von Strombelagswellen

Indizes

1 Kennzeichnung der Statorgrössen
2 Kennzeichnung der Rotorgrössen
(1) Kennzeichnung der Grundwelle
a aussen
d Längsrichtung
E Eisen
g gesamt
i innen
J Joch
K Kippunkt, Wickelkopf
L Luftspalt
N Nennwert
p Polrad
r radiale Koordinate
A Strombelag
s Scheinwert, synchron
z axiale Koordinate
w Wirk
ϑ Umfangskoordinate
(ν) Ordnungszahl von Wellen
σ Streuung

Grenzleistung beim konventionellen Generator

Beim Generator geht man zur Bestimmung der Grenzleistung am zweckmässigsten von folgender grundlegender Dimensionierungsgleichung aus

$$P_s \approx 6 \cdot 10^{-6}\, A_1\, B_{L(1)}\, l_E\, D_i^2\, n_s \qquad \text{(MVA)}$$

$$A_1 = \frac{Z_{1g} \dfrac{I_1}{a}}{D_i\, \pi} \qquad (1)$$

wobei

der Ständerstrombelag A_1 in A/m,
die Grundwellenluftspaltinduktion $B_{L(1)}$ in Vs/m²,
die aktive Eisenlänge l_E in m,
der Bohrungsdurchmesser D_i in m und
die synchrone Drehzahl n_s in 1/s

angegeben werden.

Z_{1g} Gesamtstabzahl im Ständer,
I_1 Effektivwert des Strangstromes,
a Zahl der parallelen Zweige.

Es ist hierbei ein Zonenfaktor von 0,955 und ein Sehnungsfaktor von 0,9 zugrundegelegt.

Man steht damit vor dem Problem, die realisierbaren Werte der einzelnen Grössen dieser Gleichung anzugeben.

Am einfachsten ist dies bei der synchronen Drehzahl n_s, die sich als Quotient von Netzfrequenz und Polpaarzahl der Maschine ergibt. Die Netzfrequenz liegt in Europa mit 50 Hz fest, die Entscheidung, ob die Polpaarzahl $p = 1$ oder $p = 2$, also 3000 1/min oder 1500 1/min zu wählen sind, liegt bei den Turbinenherstellern. Sie haben z. B. bei Siedewasserreaktoren nur Sattdampf mit geringem Energieinhalt zur Verfügung. Dadurch wird bei hoher Leistung der Dampf-Austrittsvolumenstrom so gross, dass er nicht mehr wie beim Kohlekraftwerk mit den bei 3000tourigen Turbinen verfügbaren Endstufen verarbeitet werden kann. In naher Zukunft wird man aber auch bei Atomkraftwerken an die höchsten Dampfdaten der Kohlekraftwerke herankommen, wodurch nach Angaben aus der Industrie der Bau von 3000tourigen Turbinen von über 3000 MW Einheitenleistung möglich wird. Da auch beim Generator im Hinblick auf das Bauvolumen und die Kosten die 3000tourige Variante bevorzugt wird, beziehen sich die nachfolgenden Zahlenangaben auf zweipolige Maschinen. Die grundsätzlichen Überlegungen für vierpolige Maschinen sind dieselben.

Der Bohrungsdurchmesser D_i ist durch den höchstzulässigen Aussendurchmesser des Rotors, von dem er sich nur um den doppelten Luftspalt unterscheidet, festgelegt. Der Aussendurchmesser des Rotors ist wegen der Fliehkraftbeanspruchung bei Verwendung von Stählen mit einer Streckgrenze von 800 bis 1000 N/mm² nach übereinstimmenden Untersuchungsergebnissen der Herstellerfirmen bei optimaler Dimensionierung auf 1,2 bis 1,3 m beschränkt. Mit einem grösstmöglichen Luftspalt von etwa 100 mm – die Begründung für diese Begrenzung erfolgt später – ergibt sich dann ein maximaler Innendurchmesser D_i von 1,4...1,5 m.

Während die Fliehkraftbeanspruchung theoretisch gut erfassbar ist, bereitet die Vorausbestimmung der zulässigen aktiven Eisenlänge l_E erhebliche Schwierigkeiten. Sie ist bestimmt durch die höchstzulässige statische Durchbiegung, bei der noch ruhiger Lauf gewährleistet ist und bei der die mechanischen Grenzspannungen nicht überschritten werden. Die Angaben der Herstellerfirmen schwanken hier zwischen 8 und 10 m, wobei zu bedenken ist, dass bei 10 m aktiver Länge die Gesamtlänge zwischen den Lagern rund 16 m beträgt.

Die geometrischen Grenzmasse $D_i = 1{,}4$ m und $l_E = 8$ m sind bei den heutigen Projekten erreicht. Eine radikale Leistungssteigerung ist also heute nur noch durch Erhöhung der elektromagnetischen Ausnutzung, in obiger Grundgleichung also nur noch durch Vergrösserung des Produktes $A_1 \times B_{L(1)}$ zu erwarten.

Einer Erhöhung der Grundwelleninduktion $B_{L(1)}$ stehen die magnetischen Eigenschaften des Eisens im Wege. Es ist während der letzten 30 Jahre gelungen, die Verlustziffern von Dynamoblechen um den Faktor 3 zu senken, hinsichtlich der Erhöhung der magnetischen Leitfähigkeit konnte jedoch – wie beim Massiveisen der Welle – kein nennenswerter Fortschritt erzielt werden. Daher stieg der Scheitelwert der Grundwelleninduktion der ausgeführten Maschinen im gleichen Zeitraum nur um rund 30 %. Man darf 1,2 T als oberste Grenze der zulässigen Luftspaltinduktion ansehen.

Somit verbleibt nach der angegebenen Grundgleichung nur noch eine Steigerung der Einheitenleistung durch Erhöhung des Strombelags A_1. Dies ist bei vorgegebenem Bohrungsdurchmesser D_i und wicklungstechnisch bedingter Zahl der parallelen Zweige $a = 2$ theoretisch durch Vergrösserung der Stabzahl Z_{1g} und/oder Erhöhung des Strangstromes I_1 möglich. Eine Vergrösserung der Stabzahl bedeutet wegen des dafür vermehrt notwendigen Isolationsmaterials eine Verschlechterung des Kupferfüllfaktors und ist wegen des am Bohrungsumfang herrschenden Platzmangels besonders nachteilig. Um Isolation zu sparen und ausserdem das Risiko proportional mit der Stabzahl wachsender Generatornennspannungen zu umgehen – sie liegen heute schon bei fast 30 kV – bevorzugt man eine Erhöhung des Strombelags durch Steigerung des Generatornennstroms. Dies ist aber, da der Platzmangel keine Vergrösserung des Kupferquerschnitts zulässt, nur noch durch eine Erhöhung der Stromdichte möglich. Ihr waren bis zur Einführung der direkten Leiterkühlung mit aufbereitetem Wasser vor allem durch die Kühlung Grenzen gesetzt. Die flüssigkeitsgekühlten Wicklungen gestatten Stromdichten bis zu 20 A/mm² bei einer Erwärmung unter 50 °C.

Gegen eine derartige Erhöhung des Stromes bzw. der Stabstromdichte sprechen aber zwei Gründe:

a) Die Erhöhung der stabilitätsbestimmenden bezogenen Synchron- und Transientreaktanz;
b) Die harten Wirkungsgradforderungen, die den Generatorherstellern von den Abnehmern gestellt werden.

Wird bei einer vorgegebenen Grenzleistungsmaschine zur weiteren Steigerung der Leistung einfach der Nennstrom erhöht, so wächst proportional mit ihm die auf die Nennimpedanz bezogene synchrone Reaktanz.

$$x_d = \frac{X_d}{U_{1N}} I_{1N} \tag{2}$$

Diese Gleichung kann auch in der Form geschrieben werden:

$$x_d = K \frac{D_i}{p\delta''} \cdot \frac{A_1}{B_{L(1)}} + K\sigma_1 \frac{A_1}{B_{L(1)}} \tag{3}$$

Nach dieser Beziehung könnte man theoretisch der Steigerung des Strombelags A_1 mit einer Vergrösserung des Luftspalts δ'' begegnen, um einen Anstieg der bezogenen Synchronreaktanz zu vermeiden. Dies ist wegen der damit verbundenen Erhöhung der erforderlichen Erregerampèrewindungen nicht möglich, weil dafür im Rotor der Platz ebenso oder noch mehr fehlt als im Stator der Platz zur Unterbringung der Statorwicklung.

Wachsende Synchronreaktanz bedeutet, wie bereits erwähnt, Abnahme der statischen Stabilität. Dies lässt sich anschaulich an dem für die Synchronvollpolmaschine gültigen Zeigerdiagramm demonstrieren, das die Maschengleichung darstellt:

$$\underline{u} + \mathrm{j}\, x_d\, \underline{i} = \underline{u}_{ip} \tag{4}$$

Der heute von den Versorgungsunternehmen für die synchrone Reaktanz von Grossgeneratoren gestattete Höchstwert liegt bei etwa $x_d = 2{,}0$. Bei Betrieb mit Nennspannung $u = 1$, $\cos\varphi = 1$ und Nennwirkstrom $i = 0{,}9$ (wenn der Nenn-cos $\varphi = 0{,}9$ ist!) ergibt sich dann das in Fig. 1 dargestellte Zeigerdiagramm.

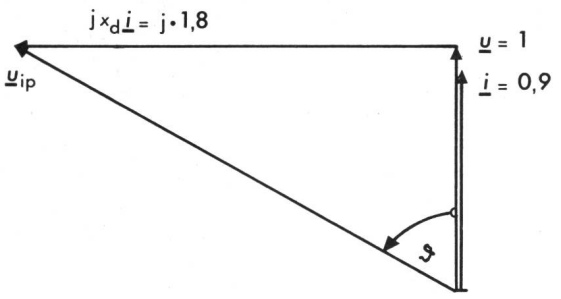

Fig. 1 Zeigerdiagramm der Synchronvollpolmaschine (Generatorbetrieb, Erzeugerzählpfeilsystem)

$\underline{u}$ Strangspannung, bezogen auf Nennstrangspannung
$\underline{i}$ Strangstrom, bezogen auf Nennstrangstrom
$\underline{u}_{ip}$ Polradspannung, bezogen auf Nennstrangspannung
x_d Synchronreaktanz, bezogen auf Nennimpedanz
ϑ Lastwinkel

Die auf die Nennscheinleistung bezogene Wirkleistung ist nach diesem Diagramm

$$p_w = u\,i = u\,\frac{u_{ip}}{x_d}\sin\vartheta \tag{5}$$

Für das Verhältnis von Kippleistung zu der bei dem Lastwinkel ϑ übertragenen Leistung gilt demnach:

$$\frac{p_{wK}}{p_w} = \frac{1}{\sin\vartheta} \tag{6}$$

Bei dem gewählten Beispiel ergibt sich eine Überlastbarkeit von 1,14. Dieses Ergebnis besagt, dass die Maschine mit $x_d = 2$ bei Betrieb mit $\cos\varphi = 1$ ihre Nennwirkleistung gerade noch mit hinreichender statischer Reserve abgeben kann. Untererregt ist dies nicht mehr möglich.

Ähnliche Überlegungen wie für die statische Stabilität gelten auch für die dynamische Stabilität, d. h. also für die Überlastbarkeit, die sich ohne Reglereingriff ergibt, wenn Laststösse auftreten, die rascher als die elektromagnetischen Ausgleichsvorgänge innerhalb der Maschine erfolgen. In diesem Fall erscheint in der Gleichung für die übertragbare Leistung die transiente Reaktanz x_d' statt der Synchron-Längsreaktanz x_d. Die Gleichung

$$x_d' = \frac{X_d'}{U_{1N}} I_{1N} \tag{7}$$

kann auch in der Form geschrieben werden:

$$x_d' \approx (K_{\sigma 1} + K_{\sigma 2})\,\frac{A_1}{B_{L(1)}} \tag{8}$$

$K_{\sigma 1}$ und $K_{\sigma 2}$ sind hierbei die sog. Streufeldfaktoren der Stator- bzw. der Erregerwicklung. Sie sind im wesentlichen eine Funktion der Nuttiefe zur Nutbreite, der Nutenzahl und der Wickelkopfgeometrie und bei den gegebenen Hauptabmessungen nicht nennenswert beeinflussbar.

Die heute von den Versorgungsunternehmen für die transiente Reaktanz geforderten Werte liegen unter $x_d' = 0{,}45$.

Diese einschränkenden Forderungen an x_d, x_d' und den Wirkungsgrad erlauben bei zweipoligen Turbogeneratoren einen maximalen Strombelag von etwa 260000 A/m.

Mit den Grenzwerten $D_i = 1{,}4$ m, $l_E = 8$ m, $B_{L(1)} = 1{,}2$ T und $A_1 = 260000$ A/m ergibt Gl. (1) eine Grenzleistung von:

$$P_{s\,max} \approx 1500 \text{ MVA}$$

Mit den absoluten geometrischen Grenzwerten $D_i = 1{,}5$ m und $l_E = 10$ m schliesslich wären

$$P_{s\,max} \approx 2100 \text{ MVA}$$

erreichbar. Dies bedeutet, dass die Zeit absehbar ist, zu der mit der konventionellen Generatorbauweise der Wunsch nach höherer Einheitenleistung nicht mehr erfüllt werden kann. Es ist daher angebracht, Überlegungen anzustellen, welche grundsätzlich neuen Wege mit den heute zur Verfügung stehenden Materialien beschritten werden können.

Prinzipieller Aufbau eines Turbogenerators mit supraleitender Erregerwicklung

Die Leistung des konventionellen Generators ist bei konstruktiv vorgegebenen Hauptabmessungen, wie bereits erwähnt, vor allem durch Reaktanz- und Wirkungsgradforderungen begrenzt. Beide Forderungen sind mit einem Schlage zu erfüllen, wenn die Erregerwicklung supraleitend ausgeführt wird. Es gibt gut verarbeitbare supraleitende Materialien, die bei der Temperatur des flüssigen Heliums, somit bei rund 5 K, z. B. in einem Gleichfeld von 5 T bei einer Stromdichte von 400 A/mm² (bezogen auf den Querschnitt von Supraleiter + Trägermaterial–Kupfer) ihre supraleitende Eigenschaft beibehalten. Die damit ohne Verluste erzielbaren Erregerampèrewindungen sind so gross, dass auf ferromagnetische Materialien zur Flussführung völlig verzichtet werden kann. Damit erreicht man gleichzeitig die gewünschte Verminderung der Synchron- und Transientreaktanz. Durch den Wegfall der zur Flussführung nicht mehr nötigen breiten Ständerzähne verbleibt auch mehr Platz zur Unterbringung von Ständerkupfer.

Der Querschnitt des aktiven Teils einer Maschine mit einer Leistung von 3500 MVA hat nach dem derzeitigen Stand der

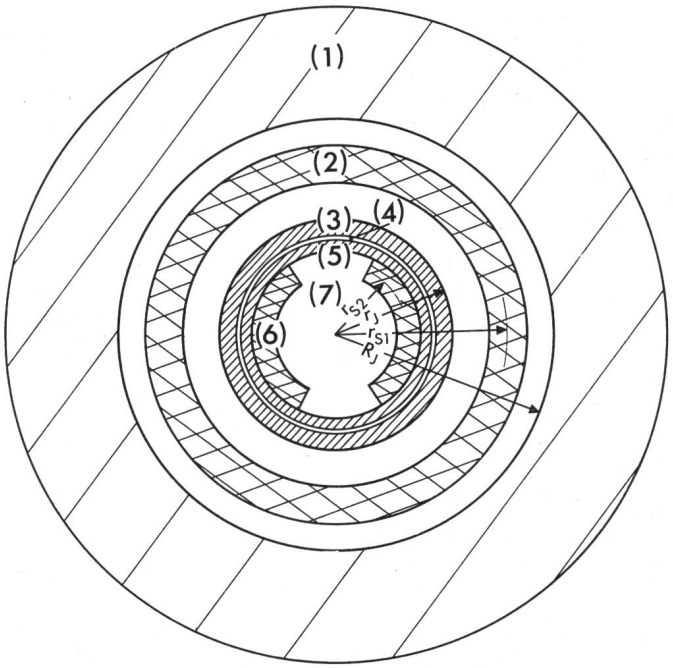

Fig. 2 Querschnitt durch einen Generator mit supraleitender Erregerwicklung
Bezeichnungen siehe im Text

Erkenntnisse etwa folgendes, in Fig. 2 dargestelltes, prinzipielles Aussehen [1] [1]):

Die Maschine ist zur Aussenabschirmung des Feldes von einem magnetisch gut leitenden Aussenjoch (1) umgeben. Im Bereich (2) befindet sich die wassergekühlte Statorwicklung, die in einem unmagnetischen, elektrisch nicht leitenden Haltekörper eingelegt ist. Der Rotor besteht aus einem unmagnetischen, auf Normaltemperatur gehaltenen äusseren Zylinderrohr (3), das als elektrischer Schirm gegenüber Wechselfeldern der Statorwicklung wirkt. Diesem schliesst sich, durch ein Hochvakuum (4) getrennt, ein zweites, an der Aussenseite gut reflektierendes Rohr (5) an. Durch das Hochvakuum und die gute Reflexion soll die durch Wärmestrahlung und Wärmeleitung der nun folgenden Erregerwicklung (6) von aussen zugeführte Wärmemenge möglichst klein gehalten werden. Die Erregerwicklung ist konventionell in die Nuten eines hier unmagnetischen Rotorballens (7) eingelegt und zur Aufrechterhaltung der Kryotemperatur von etwa 5 K von flüssigem Helium durchströmt, das am freien Wellenende zugeführt wird. Dabei ist im stationären Betrieb vom Helium vor allem die über den Wellenstumpf und die Stromzuleitungen eindringende Wärmemenge abzuführen.

Es soll hier nicht auf konstruktive Details und die Vielzahl der mechanischen und wärmetechnischen Probleme eingegangen werden, die diese Neukonstruktion mit sich bringt und an deren Lösung Industrie und Hochschulen arbeiten. Zur Berechnung der charakteristischen elektrischen Grössen dieses Generators, die anschliessend skizziert werden soll, genügt die Kenntnis dieses prinzipiellen Aufbaus und der Wicklungsdaten.

Berechnung der Felder des Generators mit supraleitender Erregerwicklung

Die Berechnung der elektrischen Kenndaten, die für das Betriebsverhalten massgebend sind, setzt eine Feldberechnung voraus. Diese ist bei dieser Maschine insofern einfacher als bei der konventionellen, da mit Ausnahme vom Aussenjoch nur Materialien der relativen Permeabilität $\mu_r = 1$ zur Anwendung kommen. Das ferromagnetische Aussenjoch wird, wie bisher, so bemessen, dass es zur Feldberechnung als wirbelstromfrei und magnetisch unendlich gut leitend angesehen werden darf. Betrachtet man zusätzlich das Aussenrohr des Rotors und die ruhenden axialen Abschirmplatten gegenüber Wechselfeldern als ideale elektrische Abschirmungen, so steht man bei der Feldberechnung für stationären Betrieb vor folgender Aufgabe:

1. Es ist das Feld der Gleichstrom führenden Erregerwicklung, das im Rotor ein Gleichfeld ist und gegenüber ruhenden Teilen wegen der Rotordrehung als Wechselfeld erscheint, in einem wirbelstromfreien Medium der relativen Permeabilität $\mu_r = 1$ zu berechnen, das radial von einem idealen magnetischen Schirm und axial von ruhenden idealen elektrischen Abschirmplatten berandet ist.

2. Es ist das Feld der Drehstrom führenden Statorwicklung zu berechnen, das gegenüber ruhenden Teilen ebenfalls ein Wechselfeld ist. Das Grundfeld der Statorwicklung läuft mit dem Rotor synchron um, dringt also als Gleichfeld ungestört in den Rotorkörper ein. Für das Grundfeld gelten damit dieselben Randbedingungen wie für das Erregerfeld der Rotorwicklung. Die Wicklungsoberfelder der Statorwicklung haben dagegen eine Relativgeschwindigkeit zum Rotor und werden deshalb durch die elektrische Schirmwirkung des Aussenrohrs am Eindringen in den Rotor gehindert. Für sie liegt also zusätzlich eine ideal angenommene Innenberandung vor.

Es ist nun mit den vereinfachenden Randbedingungen möglich, für den Strombelag einer radial unendlich dünnen Wicklungsschicht, dessen räumlich-zeitliche Verteilung mit einem mathematisch geschlossenen Ausdruck angebbar ist, überschaubare, mathematisch geschlossene Feldgleichungen anzugeben. Es empfiehlt sich also, sich zur Feldberechnung die endliche Wicklungshöhe aus dünnen Schichten zusammengesetzt oder – in einer Näherungsrechnung – sich die Leiter auf dem mittleren Wicklungsradius konzentriert angeordnet zu denken.

In jedem Fall ist zunächst eine mathematische Erfassung des Strombelags erforderlich. Diese ist ausführlich in [2] behandelt. Hier soll sie nur am Beispiel der Erregerwicklung gezeigt werden, die abgewickelt über dem mittleren Strombelagsradius in Fig. 3a dargestellt ist.

Der Strombelag – das Produkt aus Leiterzahl und Leiterstrom dividiert durch die Belagsbreite senkrecht zur Stromrichtung – hat im geraden Wicklungsteil nur eine axiale, mit z gekennzeichnete Komponente, wenn man den Belag durch Vektoren darstellt, deren räumliche Richtung durch die Richtung der Leiterströme festgelegt wird. In Fig. 3b ist ausgezogen der Verlauf des Strombelags, d. h. des Betrags der Vektoren als Funktion des Umfangswinkels ϑ an irgendeiner Stelle zwischen $z = -\frac{l}{2}$ und $z = +\frac{l}{2}$ aufgetragen. Dabei ist angenommen, dass sich die Wicklung kontinuierlich über den bewickelten Bereich verteilt. Der Belag wiederholt sich periodisch am Umfang und kann daher mathematisch durch eine Fourierreihe dargestellt werden.

Im Wickelkopfbereich fliessen die Leiterströme in axialer Richtung und in Umfangsrichtung. Aus Fig. 3a geht hervor, dass die axial gerichtete Strombelagsbreite von $z = \frac{l}{2}$ bis $z = \frac{l}{2} + l_K$ linear abnimmt, wenn man sich die Leiter kontinuierlich verteilt denkt. Der Scheitelwert der Grundwelle $A_{z(1)}$ dieses axial gerichteten Strombelags hat daher beispielsweise über z folgenden aus Fig. 3c ersichtlichen Verlauf: Er ist konstant im Bereich $-\frac{l}{2} \leqq z \leqq +\frac{l}{2}$ und nimmt im Wickelkopfbereich sinusförmig ab, weil sich die Grundwellenamplitude von Rechteckblöcken der Breite β, die periodisch mit alternierendem Vorzeichen wiederkehren, mit $\sin\frac{\beta}{2}$ ändert.

Der in Umfangsrichtung gerichtete Strombelag hat bei $z = \frac{l}{2}$ den in Fig. 3b strichliert eingezeichneten Verlauf als Funktion des Umfangswinkels ϑ. Er erstreckt sich über einen von $z = \frac{l}{2}$ bis $z = \frac{l}{2} + l_K$ stetig zunehmenden Umfangswinkel. Analysiert man diesen Verlauf an verschiedenen Stellen von z, so erhält man den in Fig. 3c strichliert eingezeichneten Verlauf des Scheitelwerts $A_{\vartheta(1)}$ als Funktion von z.

Nun kann auch der Verlauf der Strombelagsamplituden $A_{z(1)}$ und $A_{\vartheta(1)}$ selbst als Funktion der axialen Koordinate z durch eine Fourierreihe angenähert werden. Man bräuchte sich hierzu bei fehlender axialer Berandung nur den ausgezogenen und den strichlierten Verlauf der Fig. 3c mit alternierendem Vorzeichen periodisch wiederkehrend denken. Der Abstand wäre so zu wählen, dass die magnetische Kopplung der fiktiven Beläge mit den tatsächlich vorhandenen vernachlässigbar ist. Ist, wie hier, eine ideale axiale elektrische Abschirmung vorhanden, so kann sie durch Anwendung des Prinzips der wiederholten Spiegelung berücksichtigt werden. Es ergibt sich dann automatisch ein über z wiederkehrender analysierbarer Verlauf.

[1]) Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.

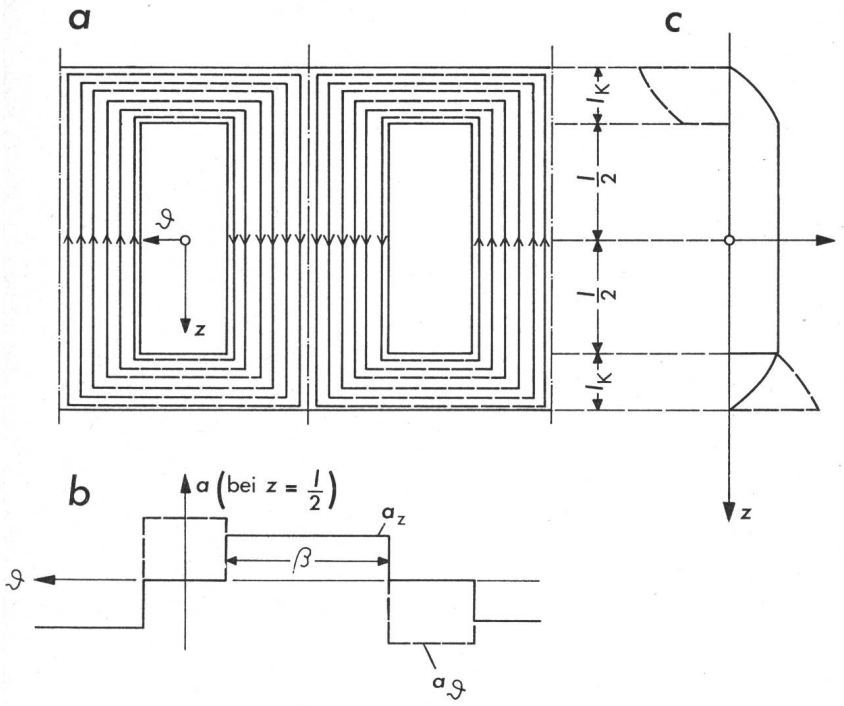

Fig. 3
Wicklungsschema und Strombeläge einer zweipoligen Erregerwicklung

a Wicklungsschema; *b* und *c* Strombeläge

l axiale Länge mit rein axial gerichtetem Strombelag
l_K axiale Wickelkopfausladung
z axiale Koordinate
ϑ Umfangswinkel
a_z axial gerichteter Strombelag
a_ϑ in Umfangsrichtung gerichteter Strombelag
β Breite des axial gerichteten Strombelags
$A_{z(1)}$ Scheitelwert der Grundwelle des axial gerichteten Strombelags
$A_{\vartheta(1)}$ Scheitelwert der Grundwelle des in Umfangsrichtung gerichteten Strombelags

– – – $A_{\vartheta(1)}$ (bei $\vartheta = 0$)
——— $A_{z(1)}$ $\left(\text{bei } \vartheta = -\frac{\pi}{2}\right)$

Damit gilt es also für Strombelagswellen, die sich entlang dem Umfang und entlang der Achse sinusförmig ändern und radial von einer idealen Berandung umgeben sind, das Feld zu berechnen. Dabei geht man von der zwischen erregender Strombelagsschicht und Berandung, also in einem stromfreien Gebiet, gültigen Feldgleichung aus. Dort ist

$$\text{rot}\, \boldsymbol{h} = 0 \tag{9}$$

$$\boldsymbol{b} = \mu_0\, \boldsymbol{h} \tag{10}$$

Zur Vereinfachung der nachfolgenden Berechnungen führt man einen Hilfsvektor, den sog. Potentialvektor $\boldsymbol{v}$ ein, der durch die Beziehungen

$$\boldsymbol{b} = \text{rot}\, \boldsymbol{v} \tag{11}$$

$$\text{div}\, \boldsymbol{v} = 0 \tag{12}$$

eindeutig definiert wird.

Durch Einsetzen von Gl. (10) und (11) in Gl. (9) erhält man:

$$\text{rot}\, \frac{\boldsymbol{b}}{\mu_0} = \text{rot}\left(\frac{1}{\mu_0}\, \text{rot}\, \boldsymbol{v}\right) = 0$$

Hierfür kann nach den Rechenregeln der Vektoranalysis auch geschrieben werden:

$$\text{rot}\left(\frac{1}{\mu_0}\, \text{rot}\, \boldsymbol{v}\right) = \frac{1}{\mu_0}\,(\text{grad div}\, \boldsymbol{v} - \Delta \boldsymbol{v}) = \\ = -\frac{1}{\mu_0}\, \Delta \boldsymbol{v} = 0 \tag{13}$$

Δ Laplace-Operator

Die Einführung des Potentialvektors $\boldsymbol{v}$ führt also zu einer vektoriellen Laplaceschen Differentialgleichung. Sie kann, wie in [2] gezeigt, für den ermittelten Strombelag mit den vereinfachten Randbedingungen dreidimensional analytisch gelöst werden. Die Rechnung ist jedoch aufwendig. Es soll deshalb hier eine Näherungslösung für den geraden Teil der Wicklung angegeben werden, der beim gewählten Beispiel $l = 8$ m beträgt, während die Wickelkopflänge l_K nur 0,8 m ausmacht. Wie die Ergebnisse der dreidimensionalen Rechnung zeigen, kann, abgesehen von der unmittelbaren Umgebung der Wickelköpfe, das Feld im geraden Teil unter der Annahme berechnet werden, dass die Maschine unendlich lang ist, die Wickelköpfe also unendlich weit entfernt sind. Damit liegt nur noch ein axial gerichteter Strombelag vor.

Die von einem rein axial gerichteten Strombelag hervorgerufenen Vektorpotentiale haben aber nun hier auch nur eine z-Komponente. Unendlich lange, in z-Richtung weisende stromführende Leiter erzeugen nämlich Feldlinien, die sich in Ebenen senkrecht zur z-Richtung schliessen, wenn sie eine z-unabhängige magnetische und elektrische Berandung vorfinden. Sie haben also keine z-Komponente. Aus Gl. (11) erkennt man sofort, dass dies nur möglich ist, wenn die Potentialkomponenten in radialer und in Umfangsrichtung Null sind.

Mit dieser Erkenntnis vereinfacht sich die Vektorgleichung $\Delta \boldsymbol{v} = 0$ zu einer leicht lösbaren skalaren Gleichung $\Delta v_z = 0$, die in Zylinderkoordinaten lautet:

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial v_z}{\partial r} + \frac{\partial^2 v_z}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 v_z}{\partial \vartheta^2} = 0 \tag{14}$$

Gl. (11) vereinfacht sich damit zu:

$$b_r = \frac{\partial v_z}{r \partial \vartheta} \quad \text{und} \quad b_\vartheta = -\frac{\partial v_z}{\partial r} \tag{15}$$

Es gibt nun eine Vielzahl von Lösungen für die skalare Potentialgleichung, doch nur eine, welche die gestellten Randbedingungen erfüllt. Diese sind unter den getroffenen Vereinbarungen sehr einfach. Sie ergeben sich aus der Tatsache, dass:

1. An einem idealen magnetischen Schirm (z. B. auf dem Jochinnenradius $r = R_J$) keine tangentiale Feldkomponente auftritt, d. h.

$$-\frac{\partial v_z}{\partial r} = 0 \tag{16}$$

2. An einem idealen elektrischen Schirm (z. B. auf dem Aussenradius $r = r_J$) keine normale Wechselfeldkomponente auftritt, d. h.

$$\frac{\partial v_z}{r \partial \vartheta} = 0 \tag{17}$$

3. Sich die in Umfangsrichtung gerichtete Feldstärkekomponente an der Aussenseite einer radial unendlich dünnen Strombelagsschicht von der an der Innenseite um den Strombelag selber unterscheidet, d. h.

$$\left(-\frac{1}{\mu_0}\cdot\frac{\partial v_z}{\partial r}\right)_i = \left(-\frac{1}{\mu_0}\cdot\frac{\partial v_z}{\partial r}\right)_a - a_z \tag{18}$$

4. Die radiale Feldkomponente auf der Innen- und Aussenseite einer Strombelagsschicht gleich gross ist, d. h.

$$\left(\frac{\partial v_z}{r\partial\vartheta}\right)_i = \left(\frac{\partial v_z}{r\partial\vartheta}\right)_a \tag{19}$$

Bei diesen Randbedingungen eignet sich folgender Lösungsansatz für die skalare Potentialgleichung:

Auf Radien $r \geqq r_S$, bis hin zur äusseren Berandung:

$$v_{za(\nu)} = (A\,r^{\nu} + B\,r^{-\nu})\,a_{z(\nu)} \tag{20}$$

Auf Radien $r \leqq r_S$, bis hin zur inneren Berandung:

$$v_{zi(\nu)} = (C\,r^{\nu} + D\,r^{-\nu})\,a_{z(\nu)} \tag{21}$$

Die Konstanten A, B, C und D können mit den Randbedingungen (16) bis (19) ermittelt werden. Mit Gl. (15) findet man dann z. B. folgende Gleichung für die radiale Feldamplitude eines Grundwellenstrombelags, der synchron mit dem Rotor umläuft:

$$B_{r(1)} = \frac{A_{z(1)}\,\mu_0}{2}\left(\frac{r_S}{r}\right)^2\left[1+\left(\frac{r}{R_J}\right)^2\right]_{r_S \leqq r \leqq R_J} \tag{22}$$

Ausgehend von dieser einfachen Feldgleichung können bereits die wichtigsten elektrischen Grössen dieses Generators näherungsweise ermittelt werden. So z. B. die Feldamplitude, welche die stromführende Erregerwicklung am mittleren Radius der Dreiphasenstatorwicklung erzeugt, und die induzierte Strangspannung. Wird die Statorwicklung der erwähnten 3500-MVA-Maschine mit 12 in Serie geschalteten Windungen je Strang, die gegenüber der Grundwelle einen Wicklungsfaktor von 0,92 haben, ausgeführt, so ergibt sich bei Dreieckschaltung eine Nennspannung von 36 kV. Der Nennstrangstrom ergibt sich bei 3500 MVA Nennleistung folglich zu 32,5 kA.

Berechnung der charakteristischen Reaktanzen des Generators mit supraleitender Erregerwicklung ohne Berücksichtigung des Wickelkopfes

Am meisten interessiert die Grösse der bezogenen Synchron-, Transient- und Subtransientreaktanz. Bei ihrer Berechnung dürfen nach [2] die Wicklungsoberfelder vernachlässigt werden.

Um die Synchronreaktanz zu erhalten, berechnet man das vom Grundwellenstrombelag der beliebigen Drehstrom führenden Statorwicklung auf ihrem Wicklungsradius erzeugte radiale Eigenfeld. Betrachtet man die radiale Wicklungshöhe als unendlich dünn, so kann wieder die Feldgleichung (22) benutzt werden, weil die Grundwelle synchron mit dem Rotor umläuft. Dabei ist $r = r_S = r_{S1}$ zu setzen. Rechnet man dann den mit einem Statorstrang verketteten Scheitelwert des angenommenen Strangstromes und multipliziert mit der Kreisfrequenz ω, so ist das Ergebnis die Synchronreaktanz in Ω. Die Division durch die Nennspannung von 36 kV und die Multiplikation mit dem Nennstrangstrom von 32,5 kA führt zu dem bezogenen Wert $x_d = 0{,}55$. Die hier nicht behandelte Berechnung mit Berücksichtigung der endlichen Wicklungshöhe ergibt $x_d = 0{,}51$. Die Differenz wird durch die zu berücksichtigende Wickelkopfstreureaktanz in etwa aufgewogen.

Dies ist einerseits ein höchst erfreuliches Ergebnis, vor allem wenn man bedenkt, dass die transiente Reaktanz x_d' noch kleiner ist, andererseits aber besorgniserregend, da die den Stosskurzschluss begrenzende subtransiente Reaktanz zu klein werden könnte.

Der sich im Stosskurzschluss aufbauende Grundwellenstrombelag des Stators erscheint einem auf dem Rotor befindlichen Beobachter als ein sich zeitlich ändernder Belag. Sein Feld wird daher am Aussenrohr des Rotors gedämpft. Zur Abschätzung des Mindestwertes der Subtransientreaktanz wird er als idealer elektrischer Schirm betrachtet. Es ist also bei Ableitung der Gleichung für das in diesem Fall von einem Statorgrundwellenstrombelag am Wicklungsradius verursachte Radialfeld bei $r = r_J$ die Randbedingung einzuhalten, dass die radiale Feldkomponente gleich Null ist. Die Rechnung zeigt, dass sich die neue Gleichung von der ohne wirksamen Innenschirm gültigen Feldgleichung (22) nur um den Faktor

$$d = \frac{1-\left(\frac{r_J}{r_S}\right)^2}{1+\left(\frac{r_J}{R_J}\right)^2}$$

unterscheidet. Folglich erhält man auch die subtransiente Reaktanz sehr einfach durch Multiplikation der vorher ermittelten synchronen Reaktanz mit dem Faktor d, der mit den Zahlenwerten der 3500-MVA-Maschine gleich 0,11 ist. Es ergibt sich also die Subtransientreaktanz x_d'' zu 0,23.

Schlussbemerkung

Diese und andere, hier nicht besprochene Ergebnisse zeigen, dass es sich lohnt, an der Entwicklung dieses neuen Generatortyps weiterzuarbeiten. Dabei werden hohe Anforderungen an den Konstrukteur gestellt, weil aus dem heutigen 1000-MVA-Bauvolumen ein Vielfaches an Leistung mit entsprechend stärkerer mechanischer Beanspruchung der Konstruktionsteile herausgeholt wird, weil neue Materialien verwendet werden, deren Eigenschaften erst an wenigen kleinen Prototypen erprobt sind, weil durch ein Temperaturgefälle von rund 300 K innerhalb der Maschine Wärmedehnungen auftreten, die beherrscht sein wollen. Die Thermodynamiker müssen eine optimale Lösung für den Heliumkühlkreislauf und die Wärmeisolation des Kryostaten finden. Schliesslich verbleibt dem Elektrotechniker die Aufgabe, das Verhalten der Maschine ohne idealisierende Annahmen im stationären und im dynamischen Betrieb theoretisch und experimentell im Detail zu untersuchen.

Literatur

[1] *T. Bratoljic:* Turbogenerator mit supraleitender Erregerwicklung. Bull. SEV 64(1973)17, S. 1040...1050.

[2] *J. Sergl:* Berechnung der magnetischen Felder und Wicklungsinduktivitäten bei einem Turbogenerator mit supraleitender Erregerwicklung. Habilitationsschrift, Technische Universität München, 1973.

Adresse des Autors:

Dr.-Ing. *J. Sergl,* Institut und Lehrstuhl für Elektrische Maschinen und Geräte der TU München, Arcisstrasse 21, D-8 München 2.