Zeitschrift: Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins

Herausgeber: Schweizerischer Elektrotechnischer Verein ; Verband Schweizerischer Elektrizitätswerke

Band: 54 (1963)

Heft: 8

Artikel: Kontrolle der Fertigungsqualität von Isolationen der Stator-Wicklungen rotierender Hochspannungsmaschinen

Autor: Moravec, M. / Sie, T.H. / Wohlfahrt, O.

DOI: https://doi.org/10.5169/seals-916470

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: 16.12.2025

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

Gegenüber der bisherigen Praxis im Vorschriftenwerk des SEV ist grundsätzlich neu die Schaffung der Materialkategorien für feuchte und nasse Umgebung. Solches Material hat gegenüber gewöhnlichem Material lediglich die verschärfte Feuchtigkeitsprüfung zu bestehen, ohne dass es aber auf Wasserschutz geprüft wird. Dieses Material ist z. B. für den Einbau in Apparate bestimmt, wobei das Apparategehäuse den in den HV verlangten Wasserschutz zu übernehmen hat. Nach bestandener Prüfung durch die Technischen Prüfanstalten des SEV ist der Fabrikant solchen Materials berechtigt, es durch das Sicherheitszeichen sowie das Kennzeichen (1) bzw. (2), je nach Dauer der ausgeführten Lagerung in Feuchtigkeit, zu bezeichnen. Der Installateur darf dieses Material entsprechend den HV jedoch nur in trockenen Räumen installieren, wogegen ein Apparatefabrikant es in tropfwassersichere oder spritzwassersichere Apparate einbauen darf. Z. B. braucht ein spritzwassersicherer Apparat, der ausschliesslich aus Material der Kennzeichnung (2) zusammengestellt ist, zur Erlangung der Bewilligung zum in Verkehr Bringen lediglich als ganzes die Prüfung der Spritzwassersicherheit zu bestehen, ohne dass jedes Einzelteil einzeln auf Feuchtigkeitsbeständigkeit geprüft werden muss. Dadurch wird eine wesentliche Verbilligung der Prüfkosten sowie eine Beschleunigung der Prüfung zur Erteilung des Sicherheitszeichens für den Apparat erreicht.

Adresse des Autors:
E. Ganz, Präsident der EK-FB des CES, Wiesenstrasse 7, Wettingen (AG).

Kontrolle der Fertigungsqualität von Isolationen der Stator-Wicklungen rotierender Hochspannungsmaschinen

Von *M. Moravec*, *T. H. Sie* und *O. Wohlfahrt*, Baden

DK 621.313.043.2.045 : 658.56

Le contrôle de qualité de l'isolation des bobinages statoriques s'effectue de façons différentes suivant les différents constructeurs et différents acheteurs. Aujourd'hui, on s'efforce d'établir des prescriptions appropriées définissant des valeurs limites valables universellement, comme critères de réception des bobinages statoriques. L'exposé qui suit, doit contribuer aux discussions sur les normes de contrôle des isolations à l'état de neuf avant et après la mise en place des bobinages dans le stator.

Die Kontrolle der Fertigungsqualität von Statorwicklungsisolationen ist mannigfaltig und ist von Lieferant zu Lieferant und je nach Abnehmer verschieden. Es sind Bestrebungen im Gange, geeignete Vorschriften zur Festlegung allgemein gültiger Grenzwerte als Abnahmebedingungen för Statorwicklungen aufzustellen. Die folgende Arbeit soll als Beitrag zur Diskussion über Normen zur Kontrolle von neuwertigen Isolationen vor und nach dem Einbau der Wicklung in den Stator dienen.

Die heute üblichen Kontrollen während und nach der Fertigung der mechanisch und elektrisch hoch beanspruchten Isolationen von Statorwicklungen sind mannigfaltig; dazu sind sie von Hersteller zu Hersteller und je nach Abnehmer verschieden.

Folgende Prüfungen sind üblich oder doch wenigstens vorgeschlagen worden:

- Prüfung der Einzelleiter-Isolation auf Kurzschlussfreiheit (nur bei Stäben);
- Spannungsprüfung der Windungsisolation (nur bei Spulen);
- Kontrolle der Verklebung der Nutisolation in sich und mit dem Leiterbündel;
- Kontrolle des Aushärtungs- bzw. des Austrocknungsgrades der Nutisolation;
- Kontrolle der Wärmedurchschlagsfestigkeit;
- Prüfung der thermischen Standfestigkeit der Verklebung, Spannungsprüfung der Nutisolation;
- Prüfung des Glimmschutzes im Nutteil und am Nutaustritt;
- Kontrolle der mechanischen Abmessungen;
- Kontrolle der Wärmeklasse der verwendeten Isoliermaterialien;
- Kontrolle bei Ablauf der Garantiezeit.

In einigen Ländern sind Bestrebungen im Gange, geeignete Vorschriften zur Festlegung allgemein gültiger Grenzwerte als Abnahmebedingungen für Statorwicklungen aufzustellen. Dies erscheint berechtigt, denn im Laufe der Zeit bürgerten sich bei verschiedenen Abnehmern die vielfältigsten Bedingungen ein. Sie basieren meistens auf von den Herstellern gelegentlich erzielten Werten und Vereinbarungen zwischen Hersteller und Abnehmer. Die vorliegende Arbeit diene als Beitrag zur Diskussion über Normen zur Kontrolle von neuwertigen Isolationen vor dem Einbau der Wicklung in den Stator.

Bei der Beurteilung von Sinn und Zweck der aufgezählten Kontrollen und Prüfungen sei von vornherein betont, dass alle so erhaltenen Unterlagen wohl wesentliche Voraussetzungen darstellen, aber für sich allein noch keine Garantie für die Betriebstüchtigkeit einer Wicklung darstellen können. Diese Werte dienen nur als Kontrolle, dass die Isolation nach ihrer Fertigstellung von solcher Qualität ist, wie sie bei Versuchswicklungen festgestellt wurde, die sich dann im Betrieb bzw. bei Dauerversuchen im Laboratorium bewährten.

Es liegt also in der Natur des Problems, dass der Abnehmer zu den vom Lieferanten bei der Entwicklung des fraglichen Isolationssystems durchgeführten Dauerversuche Zutrauen haben muss. Er selber ist ja nur in den seltensten Fällen in der Lage, auch nur einzelne der über die Lebensdauer entscheidenden Dauerversuche durchzuführen. Auch eine ausgesprochen schlechte Wicklung mag ohne Anstände die Garantiezeit überleben und kann sogar die schärfsten Abnahmebedingungen im neuwertigen Zustand erfüllen.

1. Prüfung der Einzelleiter-Isolation bei Stäben auf Kurzschlussfreiheit

Die Kunden schreiben oft vor, dass zwischen den verseilten Einzelleitern von Stäben keine Kurzschlüsse bis zu einer gewissen Prüfspannung so z. B. 100 V auftreten dürfen. Diese Forderung lässt sich nur zum Teil technisch begründen, abgesehen davon, dass die verlangte Prüfspannung ein Vielfaches der im Betrieb auftretenden Spannungen ist. Für viele Fälle kann gezeigt werden, dass Kurzschlüsse zwischen Einzelleitern ohne Belang sind. Andere führen dagegen zu erheblicher Erwärmung der Kurzschlußstelle und des betroffenen Leiters mit eventueller Zerstörung der Isolation gegen Eisen und sogar zum Schmelzen des Kupfers. Unbe-

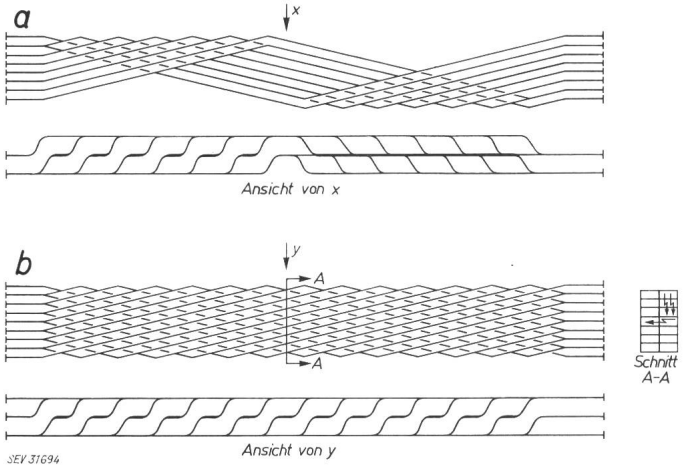

Fig. 1
Zweierlei Arten von Teilleiterkurzschlüssen im Röbelstab
a aus den gekröpften Einzelleitern geflochtener Halbstab
b Röbelstab zusammengesetzt aus zwei Halbstäben

Teilleiterkurzschluss zwischen zwei sich kreuzenden Leitern durch die beschädigte Lagenisolation hindurch

Teilleiterkurzschluss zwischen zwei parallel verlaufenden Leitern durch die beschädigte Einzelleiterisolation hindurch

stritten ist wohl, dass die Anzahl der Kurzschlüsse ein Mass für die Sorgfalt der Fabrikation darstellt.

Am Beispiel des Roebelstabes soll untersucht werden, bei welchen Maschinentypen und Leistungen gewisse Teilleiterkurzschlüsse als gefährlich anzusehen sind. Dabei ist zwischen Kurzschlüssen zwischen zwei sich kreuzenden Leitern durch die beschädtigte Lagenisolation hindurch und zwischen parallel verlaufenden Leitern durch die beschädigte Einzelleiterisolation hindurch zu unterscheiden (Fig. 1).

Die maximale Spannungsdifferenz und damit die maximalen Kurzschlussverluste zweier Einzelleiter treten in den Roebelstäben der oberen Lage einer Statorwicklung auf, und zwar in den Nuten mit Stäben gleicher Phase. Der Streufluss, der mit den Einzelleitern des Roebelstabes der oberen Lage verkettet ist, wird dann nämlich hervorgerufen durch die algebraische Summe der magnetomotorischen Kräfte der beiden Stäbe (siehe Anhang).

Zur übersichtlichen Behandlung werden zur Berechnung der in den Einzelleitern induzierten Spannungen die folgenden Annahmen gemacht:

a) Unendlich dünne Einzelleiter;
b) Der Streufluss durchsetzt die Nut senkrecht;
c) Beim normalen Betriebszustand der Maschine wird die magnetische Teilspannung im Eisen vernachlässigt;
d) Homogene Stromverteilung in beiden Stäben in der Nut;
e) Der Einfluss von Stirnfeld wird vernachlässigt.

Im Anhang werden die maximal auftretenden Spannungsdifferenzen zwischen zwei sich kreuzenden Leitern verschiedener Halbstäbe $\Delta U_{A\,max}$ bzw. diejenige zwischen zwei parallel verlaufenden Leitern $\Delta U_{max,\,k}$ des Roebelstabes und die dabei auftretenden maximalen Verluste an der defekten Stelle $P_{A\,max}$ bzw. $P_{B\,max,\,k}$ berechnet. Die Resultate sind:

$$\Delta U_{A\,max} = 3\,\pi^2 \cdot 10^{-7}\,\frac{h\,l_v}{b}\,f\,I \qquad ^{1}) \qquad (1)$$

$$\Delta U_{B\,max,\,k} = 3\,\pi^2 \cdot 10^{-7}\,\frac{h\,l_v}{b}\,f\,I\,\frac{4\,k}{m} \qquad (2)$$

[1]) Die benützten Formelzeichen siehe am Schluss des Aufsatzes.

$$P_{A\,max} = 9\,\pi^4 \cdot 10^{-14}\,\gamma\,\frac{h^3\,l_v^2\left(1-2\,\frac{\delta}{b}\right)}{2\,b\,m\,l_E}\,f^2\,I^2 \qquad (3)$$

$$P_{B\,max,\,k} = 9\,\pi^4 \cdot 10^{-14}\,\gamma\,\frac{h^3\,l_v^2\left(1-2\,\frac{\delta}{b}\right)}{2\,b\,m\,l_E}\,f^2\,I^2\left(\frac{4\,k}{m}\right)^2 \qquad (4)$$

In den am Defekt beteiligten Einzelleitern treten selbstverständlich genau gleichgrosse Verluste auf, die dann auch die Einzelleiter zusätzlich etwas stärker erwärmen.

In Tab. I sind die mittels der Gl. (1...4) errechneten Werte für einige Maschinen grosser und mittelgrosser Einheitsleistungen angegeben. Die grösstmöglichen Verluste bei Teilleiterkurzschlüssen durch die beschädigte Lagenisolation hindurch ($P_{A\,max}$) für Maschinen mittelgrosser und grosser Einheitsleistungen können danach Werte von einigen hundert bis tausend Watt annehmen. Sogar bei den mittelgrossen Wasserkraft-Generatoren mit kürzerer Eisenlänge erreichen die Verluste bei Kurzschlüssen durch die beschädtigte Lagenisolation hindurch möglicherweise noch über 100 W.

Die maximalen Verluste bei Teilleiterkurzschlüssen zwischen parallel verlaufenden Leitern durch die beschädigte Einzelleiterisolation hindurch ($P_{B\,max,\,k}$) sind dagegen wesentlich kleiner. Wie aus den Gl. (3) und (4) ersichtlich ist, gilt:

$$P_{B\,max,\,k} = \left(\frac{4\,k}{m}\right)^2 P_{A\,max} \qquad (5)$$

so dass beim ein-, zwei- bzw. dreifachen Teilleiterkurzschluss ($k = 1, 2$ bzw. 3) durch die beschädigte Einzelleiterisolation hindurch und bei einer Anzahl Einzelleiter pro Roebelstab $m \geqq 46$, die Verluste höchstens 0,8, 3,0 bzw. 6,8% von denjenigen bei Kurzschlüssen durch die beschädigte Lagenisolation hindurch betragen.

Beim Kurzschluss der Maschine, also bei annähernd zweimal dem Nennstrom, wird $\Delta\,U_{max}$ höchstens zweimal und P_{max} höchstens viermal grösser.

Die Temperatur der defekten Stelle in Funktion der Kurzschlussverluste, der Kupfer- und Isolationsdimensionen, kann dank der Analogie der elektrolytischen und thermischen Strömung durch ein Modellversuch im elektrolytischen Trog ermittelt werden. An Hand solcher Messungen ist in Fig. 2 der Temperaturanstieg in Funktion der Verluste für gewisse in der Praxis oft vorkommende Stababmessungen für Maschinen grosser Einheitsleistungen aufgetragen. Auch wenn die Abhängigkeit des Temperaturanstieges von den Verlusten für verschiedene Stababmessungen unterschiedlich ist, so darf doch angenommen werden, dass Verluste unterhalb 20 W noch tragbar sind.
Bei grösseren Verlusten besteht dagegen die Gefahr, dass die Isolation der benachbarten Einzelleiter und die Isolation des Leiterbündels gegen Erde durch Überhitzung zerstört werden können.

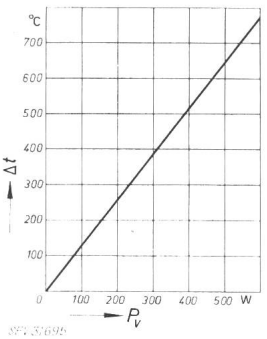

Fig. 2
Temperaturanstieg Δt der Kurzschlußstelle in Funktion der Verluste P_v

Die Beispiele zeigen, dass:

a) Teilleiterkurzschlüsse zwischen zwei sich kreuzenden Leitern des Roebelstabes durch die beschädigte Lagenisolation hindurch unbedingt vermieden werden müssen;

b) Teilleiterkurzschlüsse zwischen parallel verlaufenden Leitern des Roebelstabes durch die beschädigte Einzelleiterisolation hindurch bei mittelgrossen Maschinen zulässig sind;

c) Einfache Teilleiterkurzschlüsse ($k = 1$) zwischen benachbarten parallelen Leitern des Roebelstabes durch die beschädigte Einzelleiterisolation hindurch auch bei Maschinen hoher Leistung zulässig sind;

d) Mehrfache Teilleiterkurzschlüsse ($k > 1$) auf einem bestimmten Ort der Verseillänge zwischen parallel verlaufenden Leitern bei Maschinen hoher Leistung unzulässig sind.

Vor dem Isolieren des Leiterbündels können Teilleiterkurzschlüsse leicht gefunden und behoben werden. Doch können im weiteren Arbeitsverlauf, so etwa bei der Fertigstellung der Isolierhülse, noch Kurzschlüsse entstehen, die dann nicht mehr behoben werden können. Wie die Beispiele zeigen, sind für viele Fälle die Kurzschlüsse ohne Belang. Die Lagenisolation allerdings muss unbedingt fehlerfrei bleiben. Dies lässt sich jedoch ohne weiteres kontrollieren.

2. Prüfung der Windungsisolation bei Spulen

Die Windungsisolation von Spulen wird im normalen Betrieb der Maschine spannungsmässig nur wenig, hingegen bei Auftreten von Überspannungen an den Klemmen von den in die Wicklung einlaufenden steilen Spannungsstössen stark beansprucht; ganz besonders gilt dies für die Eingangsspulen.

Zwei Verfahren zur Prüfung der Windungsisolation von einzelnen Spulen auf Überspannungsfestigkeit sind üblich.

2.1 Prüfung mit erhöhter Frequenz

Verschiedene Schaltungen und Defektanzeigen sind bekannt und können als gleichwertig für Reihenprüfungen betrachtet werden und sind in der Literatur mehrfach beschrieben [2...6] [2]). Bei allen wird ein Kondensator periodisch entweder über ein Thyratron mit Synchronschalter oder über eine eventuell rotierende Funkenstrecke (Prüfung nach *Rylander*) auf die geprüfte Spule entladen. Es entsteht dabei jedesmal durch das Zusammenwirken der Spuleninduktivität mit der Kapazität des Kondensators ein hochfrequenter gedämpfter Wellenzug mit resultierender hoher Beanspruchung der Windungsisolation. Als vernünftig sehen wir eine 15 s dauernde Beanspruchung mit einer Spannung an, deren Scheitelwert gleich dem Effektivwert der Betriebsspannung der Maschine ist.

Unsere eigene Erfahrung geht allerdings dahin, dass die weit überwiegende Mehrzahl der Maschinen im Betrieb in ausreichendem Masse gegen auftretende Sprungwellenüberspannung geschützt ist und auf eine Fertigungskontrolle durch Stoßspannungen somit im allgemeinen verzichtet werden kann.

2.2 50-Hz- und Stoßspannungsprüfung einer aufgeschnittenen Spule

Für die seltenen Fälle ungeschützter Wicklungen, wo grosse Überspannungen zu erwarten sind, empfiehlt sich eine ergänzende Prüfung an einer überzähligen, aufgeschnittenen Spule. Zwischen den aufgespreizten Windungen (Fig. 3) wird die Stossfestigkeit der dazwischen befindlichen Isolation ermittelt. Die bei solchen Fällen einzuhaltenden Minimalwerte müssen aus der zu erwartenden Stoßspannung an den Klemmen, der Spannungsverteilung über die Windungen und einem statistisch bedingten Sicherheitsfaktor aus Streuung der Durchschlagwerte der Windungsisolation sowie aus der Anzahl Windungen errechnet werden, nach Gesetzen, wie sie auch bei der Dimensionierung von Transformatoren-Wicklungen üblich sind. Diese Prüfung kann keine Reihenprüfung sein, sondern ist eine informative Einzelmessung, weil ja die geprüfte Spule zerstört wird. Eine 50-Hz-Prüfung hat keine technische Begründung, es sei denn, das Verhältnis zwischen den Werten der Festigkeit bei Stoss- und bei betriebsfrequenter Wechselspannung ist für die betrachtete Isolation bekannt und man möchte die Bereitstellung einer Stossanlage umgehen.

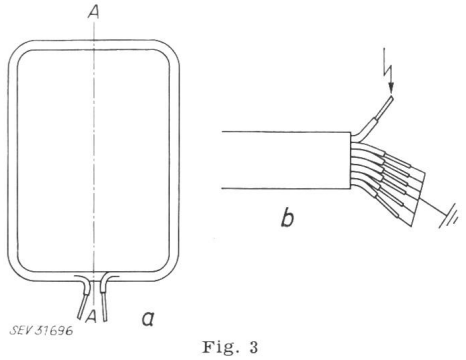

Fig. 3
Vorbereitung zur Prüfung der Windungsisolation bei Spulen
a die Spule wird längs *A-A* aufgeschnitten
b aufgespreizte Windungen der beiden Halbspulenenden

Diese Prüfungen sind einer Stossprüfung des ganzen gewickelten Stators vorzuziehen. Eine solche ist nicht üblich, auch liegen kaum Erfahrungen damit vor. Die bisherige Praxis, einen sicheren Überspannungsschutz anzuordnen, bewährte sich ausgezeichnet, so dass auch bei der theoretisch stärker gefährdeten Windungsisolation bei Spulen Defekte als Folge von Überspannungen sehr selten sind. Bei Stabwicklungen sind Defektfälle kaum bekannt.

3. Kontrolle der Hohlräume zwischen der Nutisolation und dem Leiterbündel und zwischen den einzelnen Isolationslagen

Als zerstörungsfreie Kontrolle einer Isolationshülse auf weitgehende Hohlraumfreiheit wird meistens der Verlustfaktor bzw. genauer der Verlustfaktoranstieg in Abhängigkeit von der Spannung gemessen. Andere Methoden, wie z. B. Messung des Glimmeinsatzes und der Glimmintensität durch Erfassen der Hochfrequenzstörungen und ähnlichem, werden eher zusätzlich angewandt. Dabei muss jedoch beachtet werden, dass die Messwerte nicht immer und überall die gleiche Bedeutung haben [7]. Eine klassische Schellack- oder Asphalt-Folie-Isolation muss nach einem anderen Maßstab als eine vakuumimprägnierte beurteilt werden.

Der Unterschied der beiden Isolationsarten ergibt sich aus dem Herstellungsprozess. Eine Folie-Isolation enthält immer wieder dünnere oder dickere luftgefüllte Spalten, trotzdem sie unter Druck und Wärme auf das Kupfer aufgebügelt wurde. Durch die Fabrikationsart bedingt, verteilen sich diese, erfahrungsgemäss meistens langen Hohlräume halbwegs gleichmässig über die Isolationslänge. Als Folge der beschränkten Klebefähigkeit und der Thermoplastizität des Binders können sich Spalten nicht nur in ihren

[2]) Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.

Abmessungen (Länge, Breite, Dicke) verändern, sondern auch an anderen Orten neu entstehen. Sie sind also weder in der Grösse noch örtlich eindeutig gegeben.

Für eine solche Isolation ist allgemein mit einem Verlustfaktoranstieg in Abhängigkeit von der Spannung von 2...3 ‰ pro kV zu rechnen. In einem gewissen Bereich ist sogar eine Proportionalität zwischen dem eingeschlossenen Luftvolumen und dem Verlustfaktoranstieg gefunden worden [8]. Der genannte Verlustfaktoranstieg dürfte für eine neuwertige Schellack- oder Asphalt-Folie-Isolation als durchaus tragbar gelten und ist mit grösserer Wahrscheinlichkeit über die ganze Stablänge ungefähr gleich gross. Die vorhandenen Hohlräume sind von solchen Abmessungen, dass sie schon bei Spannungen von $0{,}6...1 \cdot U_n$ glimmen. Da die Isolation einer Maschine im normalen Betrieb mit nur $U_n/\sqrt{3}$ beansprucht wird, darf auch eine Messspannung von $1{,}5\ U_n$ als völlig ausreichend betrachtet werden.

Ganz anders ist das Verhalten einer vakuumimprägnierten Kunstharzisolation: Es besteht bei einer solchen eine gewisse Gefahr für sehr dünne aber örtlich und in den Abmessungen unveränderliche Hohlräume; sie können durch mangelhafte Durchimprägnierung, Nichtkleben einzelner Isolationslagen unter sich bzw. der Isolationshülse am Kupfer entstanden sein. Als Folge des hohen Pressdruckes bei der Herstellung (Aushärtung unter Druck und Wärme) sind sie sehr dünn ($\ll 0{,}01$ mm). Weil unter Vakuum hergestellt, ist es möglich, dass im Innern ein Unterdruck bleibt. Da die Glimmeinsatzspannung vom Produkt Spaltdicke mal Gasdruck abhängig ist, und man sich auf dem linken steilansteigenden Ast der Paschenkurve befindet, kann in solchen Spalten kein Glimmen einsetzen, unter Umständen sogar bei Meßspannungen, die weit oberhalb der Betriebsspannung liegen. Will man solche Stellen herausfinden, müssen hohe Messspannungen angewendet werden, jedoch zeigt eine ins einzelne gehende Betrachtung, dass $U_m \approx 3\ U_n$ eine völlig ausreichende Grenze bildet. Jedenfalls gilt hier die Proportionalität und Abhängigkeit des Glimmens (Verlustfaktoranstieg) von vorhandenen Hohlräumen, wie sie z. B. in [8] dargelegt wird, nicht mehr.

Eine gewisse Schwierigkeit in der Beurteilung einer vakuumimprägnierten Isolation ergibt sich aus der Tatsache, dass erfahrungsgemäss die dünnen Spalten nur einzeln und in Längen von meist 200...400 mm vorkommen. Wird also ein langer Generatorstab nur mittels eines einzigen langen Messbelags kontrolliert (Glimmschutzanstrich = Messbelag = Eisenlänge der Maschine = z. B. 6000 mm), so kann es vorkommen, dass eine etwa 300 mm lange schlechte Stelle in der Isolation, die an sich bereits glimmt und einen hohen Verlustfaktoranstieg haben kann, trotzdem unbemerkt bleibt. Dass der Einfluss einer solchen kurzen Schwachstelle, wenn auch von hohen Verlustfaktoranstieg, bei einem langen Messbelag nicht zum Ausdruck kommt, wurde schon in der Literatur gezeigt [7].

Um auch bei langen Stäben sicher zu sein, dass keine solchen Stellen vorhanden sind, müssen dann verhältnismässig niedrige Verlustfaktor-Anstiegs-Werte $(\Delta \mathrm{tg}\,\delta/\Delta U)$ als zulässige Grenzwerte eingehalten werden. Ein maximaler Verlustfaktoranstieg in Abhängigkeit von der Spannung von 1,5 ‰ pro kV könnte als noch tragbar gelten.

Als Beispiel sei ein 6000 mm langer Generatorstab betrachtet, in dem sich ein Hohlraum von 300 mm

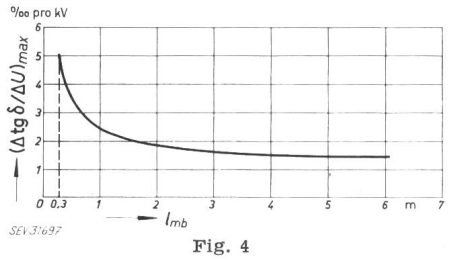

Fig. 4
Maximaler Verlustfaktoranstieg $(\Delta \mathrm{tg}\delta/\Delta U)_{max}$ in Abhängigkeit von der Messbelaglänge l_{mb}
Hohlraumlänge 300 mm; Verlustfaktoranstieg im Hohlraum 5 ‰/kV; Verlustfaktoranstieg der übrigen Isolationslänge 1,3 ‰/kV

Länge mit einem Verlustfaktoranstieg von 5 ‰ pro kV befinde; die verbleibende Stablänge von 5700 mm sei gesund und habe einen Verlustfaktoranstieg von 1,3 ‰ pro kV. Die Messung über die ganze Stablänge würde einen Verlustfaktoranstieg von 1,48 ‰ pro kV ergeben, bei einer Messbelaglänge von 3000 mm 1,67 ‰ pro kV usw. Die Abhängigkeit des Verlustfaktoranstieges von der Messbelaglänge zeigt Fig. 4.

Die Kontrolle der Fabrikationsqualität aller Stäbe an kurzen Teilbelägen ist wegen dem viel zu grossen Messaufwand in der Praxis nicht anwendbar. Solche Messungen (an z. B. 1 m langen Belägen) kommen höchstens bei Entwicklungsversuchen zur Lokalisierung der Störstelle in Frage.

Zusammenfassend sei festgestellt, dass die Messung der tg δ-Anstiegswerte mit der Spannung $(\Delta \mathrm{tg}\,\delta/\Delta U)$ ein nützlicher Nachweis guter Fabrikation und einwandfreien dielektrischen Zustandes ist, wobei die zulässigen Grenzwerte entsprechend der Isolationsart festzulegen sind.

4. Kontrolle der Aushärtungs- bzw. des Austrocknungsgrades der Nutisolation und der Durchschlagfestigkeit bei erhöhter Temperatur

Bei den Isolationen, bei denen während des Aufbringens auf das Leiterbündel Lösungsmittel und oft auch Feuchtigkeit ausgetrieben werden müssen, wird der erreichte Trocknungsgrad am einfachsten durch Messen des Verlustfaktors tg δ_0 bei niedriger Spannung ($U_m < 0{,}2\ U_n$, also sicherlich unterhalb jeglichen Glimmeinsatzes) ermittelt. Entsprechendes gilt für den Grad der Aushärtung bei lösungsmittelfreien Isolationen, die oft in den Anfangsmonaten des Betriebes noch etwas weiter fortschreitet. Die Richtwerte sind spezifisch für das jeweilige System und basieren auf der Fabrikationserfahrung.

Auch im Betrieb ist mit der Möglichkeit zu rechnen, dass speziell bei einer lösungsmittelhaltigen Nutumpressung restliche flüchtige Bestandteile noch aus der Isolation austreten und diese eventuell aufblähen oder sonstwie lockern. Stichprobenweise Messungen des tg δ_0-Wertes vermögen derartige Veränderungen gegenüber dem Fabrikationswert mit Sicherheit aufzuzeigen.

Bei hoher Betriebstemperatur der Maschine besteht die Gefahr eines zu weitgehenden Sinkens der Durchschlagfestigkeit der Nutisolation. Dann werden vielleicht die dielektrischen Verluste so gross, dass die Verlustwärme in der Hülse wegen ihrer schlechten Wärmeleitung nicht mehr in ausreichendem Mass zum Eisen abgeführt werden kann und es durch die innerliche Wärmestauung zu einer Überhitzung und schliesslich zum Durchschlag der Isolierwand kommt. Entscheidend hiefür sind neben der Masszahl der Wärmeleit-

fähigkeit der tg δ-Wert unter Betriebsverhältnissen bezüglich Spannung und Temperatur sowie sein Anstieg mit der Temperatur. Ein Wärmekippen darf bei kleinem Verlustfaktor und kleinem Anstieg auch noch bei hoher Temperatur und kleiner Wärmeleitfähigkeit als ausgeschlossen gelten. Zur Gewährleistung völlig sicherer Betriebsverhältnisse in dieser Hinsicht ist die Messung der Wärmedurchschlagfestigkeit (bei höchstzulässiger Betriebstemperatur) an einzelnen Stäben oder Spulen bei der Entwicklung eines Isolationssystems angebracht. Sie soll in angemessenem Abstand über der Betriebsbeanspruchung liegen (mindestens 3fache Sicherheit).

Der in Pflichtenheften manchmal vorgeschriebene höchstzulässige tg δ_0-Wert bei z. B. 90 °C erlaubt dagegen weder eine geeignete Beurteilung der Wärmedurchschlagfestigkeit noch stellt er ein Mass für die Güte der Herstellung dar. Als Begründung für solche Abnahmeforderung ist manchmal auch die Meinung zu hören, dass die dielektrischen Verluste massgeblich in die Gesamtverluste der Maschine und damit in den Wirkungsgrad eingingen. Dies trifft jedoch nicht zu, wie es auch schon von anderer Seite ausgeführt wurde [10].

5. Spannungsprüfung, Kontrolle des Glimmschutzes und der Abmessungen

Die Prüfung der Isolation jedes Wicklungsteiles über die Nutlänge gegen Erde vor dem Einbau mit einer gegenüber der Schlussprüfung der Maschine wesentlich überhöhten Spannung ist allgemein üblich und hat sich bewährt. Zwei Gründe sprechen für diese Mehrbeanspruchung des einzelnen Gliedes: Bei der Prüfung in der Maschine, selbst wenn sie nur phasenweise vorgenommen wird, sind viele Wicklungselemente elektrisch parallel geschaltet und werden somit alle gleich beansprucht; rein statistisch gesehen ist dabei die Möglichkeit eines Ausreissers und eines Misslingens der Prüfung wahrscheinlicher. Weiter wird im allgemeinen die Dicke der Isolationshülse weniger im Hinblick auf die Abnahme-Prüfspannung der neuen Isolation bemessen als vielmehr durch die Rücksichtnahme auf die Forderungen nach ausreichender mechanischer Festigkeit bei der Verarbeitung und den betrieblichen Beanspruchungen. Bei zufallsweisen Mängeln in der Isolation, herrührend von der Umpressung oder der weiteren Verarbeitung, würden diese mit weit geringerer Sicherheit bei der Abnahmeprüfung mit ihrer mässig angesetzten Prüfspannung als bei der vorhergehenden Einzelkontrolle mit ihrer viel höheren Beanspruchung angezeigt werden. Schwachstellen dieser Art müssen aber ausgemerzt werden, sollen sie keine Gefahr für den Betrieb darstellen.

Es bürgerte sich ein, die Hauptisolation (nach Erde) jedes Teiles auf Nutlänge 1 min lang bei einer 50-Hz-Spannung vom 3...4fachen der Nennspannung der Maschine zu prüfen. Im Verlauf der Wickelarbeiten bis zur Werkstatt-Abschlussprüfung des fertigen Stators folgen meist weitere Prüfungen mit abnehmender Spannungshöhe bis zur Abnahmeprüfung mit der ausbedungenen vertraglichen Spannung. Die Abstufungen zwischen den einzelnen Spannungsprüfungen sind unter Anrechnung der Erfahrungsstreuung so gewählt, dass möglichst kein Defekt bei der Abnahme auftritt.

Eine Nachkontrolle der fabrikatorischen Spannungsprüfung an z. B. 10 % aller Stäbe oder Spulen durch den Abnehmer vor dem Einbau in den Stator mit einer Prüfspannung von z. B. 3 U_n wird in Anbetracht der Bedeutung einer solchen Vorprüfung oft verlangt und auch zugestanden.

Die einwandfreie Wirksamkeit des Glimmschutzes wird gleichzeitig mit der Spannungsprüfung der einzelnen Nutisolationen überprüft. Ein Glimmschutz ist gut, wenn keine Leuchterscheinungen bis zu einer Spannung von 1,2facher Betriebsspannung gegen Erde und keine Büschelentladungen unterhalb 1,2mal der Nennspannung sowie keine Kriechströme (z. B. über einem Teil des Glimmschutzes als stehende gelb-rot leuchtende Lichtbogen) unterhalb der Maschinen-Prüfspannung auftreten. Ein guter Glimmschutz ermöglicht auch das Anlegen der Prüfspannung von 3...4 U_n in freier Luft ohne besondere Massnahmen am einbaubereiten Stab mit blanken Lötösen am Stabende. Die Wirkung des Glimmschutzes in der Phasentrennung kann erst am fertig gewickelten Stator kontrolliert werden. Auch hier ist eine visuelle Beobachtung im Dunkeln angebracht.

Es ist in Europa im Gegensatz zu den USA nicht üblich, die Wicklung für die Abnahmeprüfung besonders zu trocknen. Sofern die Abnahme-Spannungsprüfung in feuchter Umgebung (z. B. Kaverne) oder bei Betriebstemperatur erfolgen muss, wird sie mit Vorteil erst nach mehreren Wochen Betrieb der Maschine an der dann ausgetrockneten Wicklung durchgeführt. Bei Wicklungen mit einer kontinuierlichen, in Vakuum mit einem polymerisierbaren Kunstharz imprägnierten Isolation sind solche Vorsichtsmassnahmen nicht notwendig.

Als Mass für den Trocknungsgrad der Wicklung wird manchmal die Messung des Polarisationsindex empfohlen. Er stellt das Verhältnis des Zehnminuten- zum Einminuten-Widerstandswertes der Isolation, gemessen mit konstanter Gleichspannung (500 V $\leqq U_m \leqq$ 2000 V), dar. Dieser wird allerdings ausser von der Feuchtigkeit auch noch von anderen Faktoren beeinflusst (Oberflächenbeschaffenheit, Isolationssystem usw.), und kann nicht als fester Wert vorgeschrieben werden.

Der Ersatz der 50-Hz-Prüfungen in der Werkstatt durch eine Prüfung mit Gleichspannung erscheint unzweckmässig, weil bei Gleichspannung keine Beobachtungen über das betriebliche Verhalten des Glimmschutzes möglich sind. Für Prüfungen in unzugänglichen Maschinenhäusern ist dagegen aushilfsweise eine Abnahmeprüfung mit einer Gleichspannung von 1,6facher 50-Hz-Prüfspannung gerechtfertigt. Dies sollte aber im Pflichtenheft vorgesehen werden, damit bei der Konstruktion und Vorprüfung der Wicklung auf die besonderen Verhältnisse bei einer Gleichspannungsprüfung Rücksicht genommen werden kann.

Vorschriften über Mindestisolationsdicken sind keine geeignete Massnahme zur Sicherstellung der Betriebstüchtigkeit. Das Bestehen der Spannungsprüfung bietet ausreichende Gewähr, dass die Dimensionierung richtig ist. Welche Isolationsdicken der Hersteller als notwendig erachtet unter Berücksichtigung der Fabrikationsstreuung des Glimmschutzes und der Wanddicken, sollte ihm überlassen bleiben. Fig. 5 zeigt Beispiele über unregelmässige Dicken, die durch die Herstellung bedingt sind.

Eine Nachprüfung der Spannungsfestigkeit der Nutisolation an einem überzähligen ausgewählten Stab

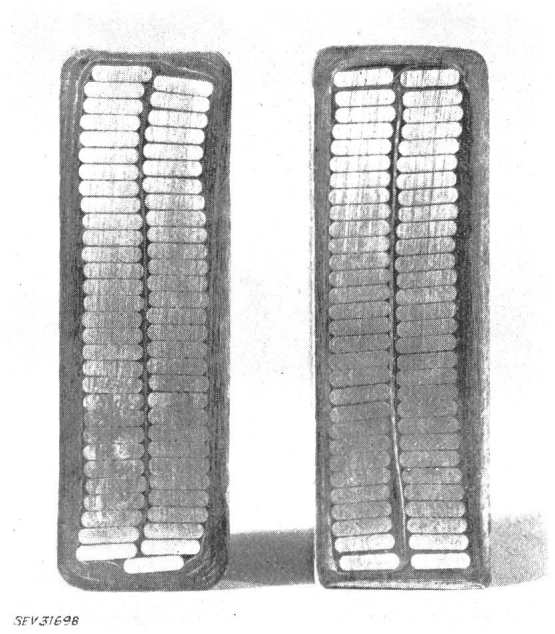

Fig. 5
Beispiele unregelmässiger Isolationsdicken

(oder einer Spule) ist für den Abnehmer von einigem informatorischem Interesse. Der Durchschlagwert sollte oberhalb 4 U_n liegen. Eine besondere Prüfung der Spulenkopfisolation erübrigt sich, weil die Abnahmeprüfung der fertigen Wicklung genügt.

6. Kontrolle der Zugehörigkeit der verwendeten Isoliermaterialien zu einer vorgeschriebenen Temperaturklasse und auf sonstige Anforderungen

Leider verfügt man über keine eindeutige Festlegung hinsichtlich der Zulässigkeit eines Materials für die vorgesehene Verwendung als Konstruktionselement allein auf Grund einer Zusammenstellung von physikalischen und elektrischen Eigenschaften des Isoliermaterials. Nur auf Grund vieljähriger Betriebserfahrungen oder den Aussagen von beschleunigten Dauerversuchen, welche alle im Betrieb zu erwartenden Beanspruchungen berücksichtigen, kann darüber geurteilt werden, ob die in einem System verwendeten Materialien die ihnen zugedachten Aufgaben während der vollen Betriebsdauer einwandfrei zu erfüllen vermögen und sich auch untereinander vertragen. Diese Zusammenhänge wurden in der Literatur schon mehrfach behandelt [9; 11; 12] und sind auch in den Empfehlungen der CEI[3]) berücksichtigt.

Gerade für Isolationssysteme, wie sie bei Statorwicklungen rotierender Hochspannungsmaschinen Verwendung finden, ist die Abhängigkeit von den Erfahrungen und Dauerversuchen im Laboratorium ganz besonders stark ausgeprägt, weil die vielfältigen Beanspruchungen und Anforderungen verwickelte und unübersichtliche Verhältnisse zur Folge haben.

Zwei Beispiele mögen aufzeigen, wie wirkungslos eine Vorschrift zur Einhaltung einer bestimmten Wärmeklasse für die zu verwendeten Materialien sein kann:

Beispiel 1

Für die Herstellung der Roebelstäbe der Statorwicklung einer Hochspannungsmaschine wurden ausschliesslich Materialien der Wärmeklasse B nach CEI verwendet. Ohne dass die danach höchstzulässige Temperatur von 130 °C erreicht wurde, verschlechterte sich schon nach kurzer Alterung der tg δ-Anstieg in Abhängigkeit von der Spannung ganz wesentlich. Ursache: Die Ausfüllkeile am Leiterbündel aus Glas + Asbest + Bakelitlack spalteten als Folge von Nachkondensation des Bakelits und einer langsamen Austrocknung des Asbests geringe Mengen flüchtiger Bestandteile ab. Diese konnten durch die Isolierhülle des Roebelstabes nicht entweichen und blähten sie auf, wonach Glimmen in den so entstandenen Hohlräumen einsetzte.

Beispiel 2

Vielfache Erfahrungen zeigen, dass bei Asphalt- und Schellack-Folien-Isolationen Papier als Träger des Glimmers mit gutem Erfolg eingesetzt werden kann. Das Papier wird zwar im Laufe der Zeit beim Betrieb mit hoher Temperatur zerstört, doch können die flüchtigen Zersetzungsprodukte aus der Isolation ohne Schaden anzurichten austreten. Vermutlich verkleben dabei die thermoplastischen Binder immer wieder die entstandenen Poren. Trotzdem solche Kombinationen, bei denen das Papier nur zum Festhalten des Glimmers beim Aufbringen auf den Stab dient und danach keine weiteren Aufgaben mehr zu erfüllen hat, als Klasse-B-Material gemäss den Empfehlungen angesehen werden darf, ist seine Verwendung nicht mehr statthaft, sobald an Stelle des Schellacks oder Kompounds ein polymerisierbares Kunstharz verwendet werden soll. Die bei der Zersetzung des Papiers entstehenden Gase könnten nämlich nur entweichen, wenn der harte Isolationsverband aufgesprengt und unwiderruflich gelockert würde (siehe hiezu das Beispiel von Fig. 6, wo die Vergrösserung des tg δ-Anstieges in Abhängigkeit der Messspannung im Laufe der Alterung sich stark vergrösserte als untrügliches Mass für die Lockerung des Gefüges und Aufblähung der Isolation). Ein wärmefester Träger ist somit bei Isolationen mit polymerisierbarem Kunstharz und Betrieb mit höheren Temperaturen (z. B. > 100 °C) unerlässlich.

Zu einem erheblichen Umfang ist damit der Käufer der Maschine darauf angewiesen, dem Hersteller Vertrauen zu schenken und gerade bei neuen Isolationssystemen noch ohne vieljährige Betriebserfahrungen auf dessen Angaben über den guten Ausgang der angestellten Langzeitversuche abzustellen.

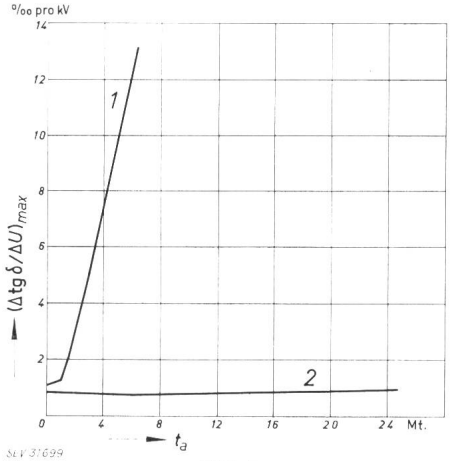

Fig. 6
Maximaler Verlustfaktoranstieg $(\Delta tg\delta/\Delta U)_{max}$ in Abhängigkeit von der Alterungszeit t_a
Alterungstemperatur 135 °C; Messtemperatur 20 °C
1 papierhaltige Kunstharz-Isolation; *2* Glasgewebe-Kunstharz-Isolation

[3]) Commission Electrotechnique Internationale.

Zu einer solchen Prüfung der thermischen Standfestigkeit der Verklebung — oft auch als Wärmefestigkeit bezeichnet — wird oft eine fertige Spule oder Halbspule in eine Nutnachbildung eingebaut und während mehrerer Stunden geheizt. Mass der Veränderung — also das Aufgehen der Isolation während der Heizperiode — ist die Änderung des tg δ-Anstieges vor und nach der Heizperiode.

Natürlich vermag ein solcher Kurzversuch keine Auskunft über das Langzeitverhalten eines Isolationssystems abzugeben. Ausserdem werden bei einer thermoplastischen Isolation die so entscheidenden Einbauverhältnisse vom Nutmodell bestimmt nicht wirklichkeitsgetreu wiedergegeben.

Wenn schon derartige Messungen erwünscht sind, so ist es vorteilhafter, gewisse für die Alterung des Isolationssystems charakteristische Werte z. B. den tg δ-Wert in Abhängigkeit von der Spannung am fertig gewickelten Stator zu bestimmen und dann diese Werte mit solchen nach einer bestimmten Betriebsperiode zu vergleichen. Beim Vergleich der Messresultate würde dabei nicht auf die Grösse des Kennwertes (z. B. des Anstieges), sondern auf seine Änderung im Laufe der Betriebszeit geachtet, um äussere Einflüsse soweit als möglich zu eliminieren. Zum Beispiel wird der tg δ-Anstieg nicht nur vom Glimmen in der Isolation bestimmt, sondern es können sich noch äussere Störungen stark auswirken, wie z. B. Glimmen am Glimmschutz in der Nut und am Nutaustritt, Feldinhomogenitäten wegen fehlender Abschirmungen der Messbeläge usw. Er kann somit nicht aus den Messungen an einzelnen Nutisolationen ermittelt werden und ist auch immer grösser als die Rechnung erwarten lässt [7]. In Fig. 7 ist die gemessene (Kurve *a*) und die zu erwartende Summenhäufigkeitskurve (Kurve *b*) von $(\Delta \mathrm{tg}\,\delta/\Delta U)_{max}$, ermittelt aus den Messungen an einzelnen Nutisolationen, im Wahrscheinlichkeitsnetz für die Verteilung der Extrem-Werte eingetragen. Wie sich leicht zeigen lässt, kann der maximale Verlustfaktoranstieg der gesamten Nutisolation der Statorwicklung den Mittelwert aus den Messungen an einzelnen Nutisolationen nicht übersteigen. Würde daher bei den Verlustfaktormessungen an der Statorwicklung nur die gesamte Nutisolation gemessen, dann müsste auch der maximale Verlustfaktoranstieg im Bereich *A*—*B* liegen (siehe Fig. 7). Der gemessene maximale Verlustfaktoranstieg der Statorwicklung von 2,6 ‰ pro kV (Punkt *D*) mit und von 1,5 ‰ pro kV (Punkt *E*) ohne Ableitverbindungen, demonstriert den grossen Einfluss der äusseren Störungen auf die Messresultate. Der maximale Verlustfaktoranstieg der Statorwicklung darf deshalb nicht mit den Werten aus den Messungen an einzelnen Nutisolationen verglichen werden.

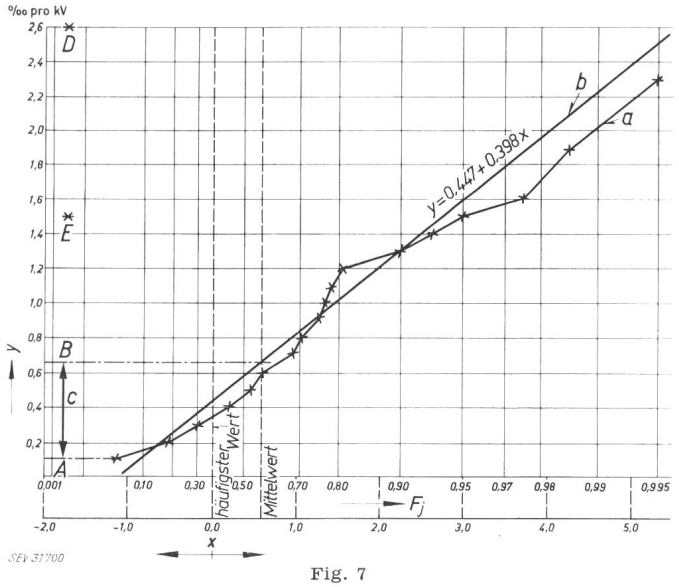

Fig. 7

Der maximale Verlustfaktoranstieg pro Einheit der Spannung $(\Delta \mathrm{tg}\delta/\Delta U)_{max}$ in ‰/kV von Isolationen rotierender Maschinen

y maximaler Verlustfaktoranstieg $(\Delta \mathrm{tg}\delta/\Delta U)_{max}$; F_j Summenhäufigkeit; x reduzierte Variable

a gemessene Summenhäufigkeitskurve von y, ermittelt aus den Messungen an einzelnen Nutisolationen (insgesamt 104 Messwerte)

b die zu erwartende Summenhäufigkeitskurve von y

c der zu erwartende Bereich *A*-*B* des maximalen Verlustfaktoranstieges, worin der gemessene y-Wert der gesamten Nutisolation der Statorwicklung liegen soll

D der gemessene y-Wert der Statorwicklung mit provisorisch isolierten Ableitverbindungen

E der gemessene y-Wert der Statorwicklung ohne Ableitverbindungen

Schwierigkeiten und Unsicherheit über die Auswertung solcher Messungen bestehen nicht nur bei tg δ- sondern im vermehrten Mass bei allen anderen verschiedentlich in Vorschlag gebrachten Messungen zur Verfolgung der Alterung der Isolation. Zurzeit fehlt eben noch eine Messmethode oder eine Kombination von mehreren, die ein zuverlässiges Urteil über den befriedigenden Ablauf einer Probezeit erlaubt. Zerstörungsfreie Messmethoden zur Beurteilung der Betriebstüchtigkeit der Isolation der Statorwicklung eines im Betrieb stehenden Generators sind zwar bekannt und werden auch erfolgreich eingesetzt [7; 12]. Doch ist noch ein weiter Weg von den heutigen Möglichkeiten einer Abwägung von verschiedenen relativen Messwerten, Erfahrungen und visuellen Beobachtungen eines Experten bis zu klar definierten und technisch begründeten und genormten Abnahmebedingungen.

7. Schlussfolgerungen

Die vorstehenden Überlegungen lassen erkennen, dass die verschiedenen heute üblichen Abnahmebedingungen dem Abnehmer keine Qualitätsgarantie sichern. Ja der Lieferant kann dadurch sogar zu Massnahmen gezwungen werden, die sich für das Verhalten der Maschine ungünstig auswirken.

Die folgenden Untersuchungen und Abnahmeprüfungen erscheinen gerechtfertigt und technisch begründet, wenn auch über die einzuhaltenden Grenzwerte keine eindeutige wissenschaftlich begründeten Unterlagen vorgelegt werden können, und diese sicher je nach Isolationssystem etwas verschieden sind:

a) Kontrolle der Einzelleiterkurzschlüsse. Die Anzahl der Kurzschlüsse zwischen benachbarten Leitern sind ein Mass der Qualität der Herstellung, unzulässig sind sie nur in extremen Fällen. Lagenkurzschlüsse dagegen sind zu vermeiden.

b) Prüfung der Windungsisolation nach *Rylander* während 15 s mit einer hochfrequenten Schwingung, deren Scheitelwert der Maschinen-Nennspannung entspricht. Eventuell informatorische Prüfung der Windungsisolation einer überzähligen, aufgetrennten Spule mit Stoss 1 | 50 (bei ungeschützten Maschinen).

c) Kontrolle des Glimmschutzes und der Spannungsfestigkeit bis 3-mal Nennspannung an 10% der für den Einbau bereiten Spulen oder Stäbe. Kontrolle an einer überzähligen Spule oder einem Stab, dass die 50-Hz-Durchschlagspannung oberhalb 4-mal Nennspannung liegt.

d) Messung des tg δ in Abhängigkeit der Spannung bis 2-mal Nennspannung bei 20 °C an 10% der für den Einbau bereiten Spulen oder Stäben.

e) Phasenweise Spannungsprüfung der ganzen Wicklung ohne Rotor und Beobachtung der Entladungen (sofern möglich).

f) Informatorische Messungen mit zerstörungsfreien Messmethoden bei Raumtemperatur an der fertigen Wicklung und Vergleich der Resultate mit jenen der gleichen Messungen nach Ablauf der Garantiezeit (vorerst zur Beschaffung von Unterlagen).

In Tabelle I sind die berechneten grösstmöglichen Teilleiterkurzschlussverluste verschiedener Maschinen zusammengestellt.

Beispiele an Hand einiger Maschinen mit verröbelten Stäben

Tabelle I

Maschinentyp	Einheit	Turbo-Generator			Wasserkraft-Generator
		I	II	III	
Leistung	MVA	278	235	75	60
Nennspannung	kV	24	18	10,6	13,8
Nennstrom	A	6680	7550	4090	2510
Betriebsfrequenz	Hz	60	60	50	60
m		66	54	80	46
R	mΩ	11,4	9,8	10	4,4
$U_{A\,max}$	V	9,0	7,5	3,2	0,9
$P_{A\,max}$	W	3530	2860	507	92
$U_{B\,max,\,k=1}$	V	0,54	0,56	0,16	0,08
$U_{B\,max,\,k=2}$	V	1,09	1,11	0,32	0,16
$U_{B\,max,\,k=3}$	V	1,63	1,67	0,48	0,24
$P_{B\,max,\,k=1}$	W	13,0	15,6	1,3	0,7
$P_{B\,max,\,k=2}$	W	51,8	62,7	5,1	2,8
$P_{B\,max,\,k=3}$	W	116,5	141,1	11,4	6,3

Anhang

Maximale Spannungsdifferenz zwischen zwei sich kreuzenden Einzelleitern verschiedener Halbstäbe bzw. zwischen zwei parallelen Leitern eines Röbelstabes und die dabei auftretenden maximalen Kurzschlussverluste

Die Verteilung der Induktion über die Stabhöhe von zwei Generatorstäben der gleichen Phase in einer Nut, herrührend vom Nutenquerfeld, ist in Fig. 8 ersichtlich. Wie bereits im Abschnitt 1 des Artikels erwähnt, wird hier nur der Röbelstab der oberen Lage der Statorwicklung betrachtet.

Für die MMK, deren magnetischer Fluss durch den Einzelleiter in y hindurchfliesst, gilt:

$$i = \left(1 + \frac{y}{h}\right)\sqrt{2} \cdot I \cos \omega t \qquad (6)$$

Nach dem Durchflutungsgesetz gilt:

$$B_y = \frac{4\pi \cdot 10^{-7}}{b}\left(1 + \frac{y}{h}\right)\sqrt{2} \cdot I \cos \omega t \qquad (7)$$

Der Querfluss pro Längeneinheit des Röbelstabes zwischen einem gedachten Leiter in $y = 0$ und einem beliebigen Einzelleiter in y wird dann:

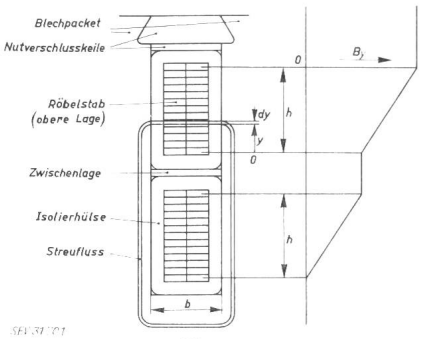

Fig. 8

Querschnitt einer Nut mit Röbelstäben

Induktion B in Funktion des Abstandes vom Nutengrund
b Nutenbreite [m]; y Koordinate; h Gesamthöhe des Kupfers [m];
0 Nullpunkte des jeweiligen Koordinatensystems

$$\Phi_y = \int_0^y B_y \, \mathrm{d}_y = \frac{4\pi \cdot 10^{-7}}{b}\left(y + \frac{y^2}{2h}\right)\sqrt{2} \cdot I \cos \omega t \qquad (8)$$

Die induzierte Spannung pro Längeneinheit des Röbelstabes beträgt:

$$u_{iy} = -\frac{\mathrm{d}\,\Phi_y}{\mathrm{d}t} = \frac{4\pi \cdot 10^{-7}}{b}\left(y + \frac{y^2}{2h}\right)\sqrt{2} \cdot I\,\omega \sin \omega t \qquad (9)$$

und pro Länge $\mathrm{d}x$:

$$\mathrm{d}u = u_{iy}\,\mathrm{d}x = \frac{4\pi \cdot 10^{-7}}{b}\left(y + \frac{y^2}{2h}\right)\mathrm{d}x \cdot \sqrt{2} \cdot I\,\omega \sin \omega t \qquad (10)$$

(siehe auch [1])

A. Maximal mögliche Spannungsdifferenz zwischen zwei sich kreuzenden Leitern verschiedener Halbstäbe und die dabei auftretenden maximalen Kurzschlussverluste

Die maximale Spannungsdifferenz tritt in der Mitte der Verseillänge auf.

Die Funktion $y = \mathrm{f}(x)$ für die Gerade ①...④ können mit Hilfe von Fig. 9 gefunden werden; Gl. (10) kann damit integriert werden.

Die Spannungsdifferenz bei der Kreuzungsstelle S wird:

$$\Delta u_A = \underbrace{\int_0^{l_v/2} u_{iy}\,\mathrm{d}x}_{\text{Längs ① u. ②}} - \underbrace{\int_0^{l_v/2} u_{iy}\,\mathrm{d}x}_{\text{Längs ③ u. ④}} =$$

$$= 6\pi \cdot 10^{-7}\,\frac{h\,l_v}{b}\,(n - n^2)\sqrt{2} \cdot I\,\omega \sin \omega t \qquad (11)$$

$$\Delta U_A = 12\,\pi^2 \cdot 10^{-7}\,\frac{h\,l_v}{b}\,f\,I\,(n - n^2) \qquad (12)$$

Bei einer gegebenen Maschine wird die maximale Spannungsdifferenz erreicht für den Fall:

$$\frac{\partial\,U_A}{\partial\,n} = 0 \qquad (13)$$

d. h. für $n = 1/2$ (14)

$$\Delta U_{A\,max} = 3\,\pi^2 \cdot 10^{-7}\,\frac{h\,l_v}{b}\,f\,I \qquad (14a)$$

Die dabei auftretenden grösstmöglichen Verluste an der defekten Stelle sind (gespiesen durch zwei gleiche Energiequellen und bei Vernachlässigung der Induktivität der am Defekt beteiligten Einzelleiter):

$$P_{A\,max} = \frac{\Delta U^2_{A\,max}}{2\,R} \qquad (15)$$

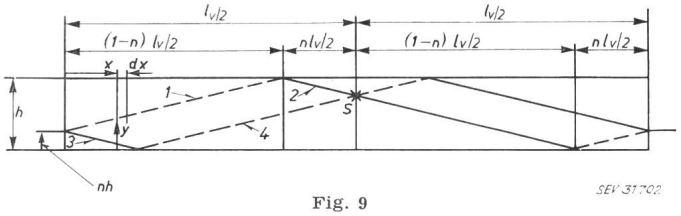

Fig. 9

Zwei sich in der Mitte der Verseillänge kreuzende Einzelleiter verschiedener Halbstäbe eines Röbelstabes

1...4 Einzelleiterteile; $l_v/2$ halbe Länge der Verseilung [m]; n relative vertikale Anfangsposition des betrachteten Leiters; h Gesamthöhe des Kupfers [m]; x Koordinate; y Koordinate
S Kreuzungsstelle

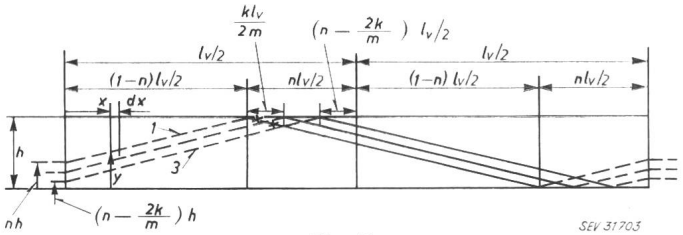

Fig. 10

k-facher Teilleiterkurzschluss zwischen parallel verlaufenden Leitern durch die beschädigte Einzelleiterisolation hindurch

× einfacher Teilleiterkurzschluss ($k = 1$) zwischen benachbarten parallelen Leitern

×× zweifacher Teilleiterkurzschluss ($k = 2$) zwischen den Einzelleitern *1* und *3*

k Anzahl nebeneinander liegender Kurzschlußstellen der Einzelleiterisolation zwischen $(k + 1)$ am Defekt beteiligten Einzelleitern (k-facher Kurzschluss); m Anzahl Einzelleiter pro Röbelstab

Weitere Bezeichnungen siehe Fig. 9

$$\text{mit} \quad R = \frac{m\, l_E}{\gamma\, b\, h \left(1 - 2\,\frac{\delta}{b}\right)} \tag{16}$$

wird:

$$P_{A\,max} = 9\,\pi^4 \cdot 10^{-14}\,\gamma\, \frac{h^3 l_v^2 \left(1 - 2\,\frac{\delta}{b}\right)}{2\, b\, m\, l_E} f^2\, I^2$$

In den am Defekt beteiligten Einzelleitern treten selbstverständlich genau die gleich grossen Verluste auf, die eine zusätzliche Temperaturerhöhung in den Einzelleitern verursachen. Dieser zusätzliche Temperaturanstieg ist, wegen der grösseren Wärmekapazität der am Defekt beteiligten Einzelleiter, verglichen mit demjenigen an der Kurzschlußstelle ohne Belang.

B. Maximal mögliche Spannungsdifferenz zwischen zwei parallel verlaufenden Leitern und die dabei auftretenden maximalen Kurzschlussverluste beim k-fachen Kurzschluss

Die Berechnung ist ähnlich derjenigen in Abschnitt A (Fig. 10).

Die Spannungsdifferenz ist gleich:

$$\Delta u_B = \underbrace{\int_0^{\left(1-n+\frac{k}{m}\right) l_v/2} u_{iy}\, dx}_{\text{längs ① u. ②}} - \underbrace{\int_0^{\left(1-n+\frac{k}{m}\right) l_v/2} u_{iy}\, dx}_{\text{längs ③}} = 2\,\pi \cdot 10^{-7}\, \frac{h\, l_v}{b} \left[\frac{3\,k}{m} - \frac{k^3}{m^3} - n\left(\frac{2\,k}{m} - \frac{2\,k^2}{m^2}\right) - n^2\,\frac{k}{m}\right] \sqrt{2} \cdot I\,\omega \cdot \sin \omega\, t \tag{17}$$

$$\Delta U_B = 4\,\pi^2 \cdot 10^{-7}\, \frac{h\, l_v}{b}\, f\, I\, \frac{k}{m} \left[3 - \frac{k^2}{m^2} - 2\,n\left(1 - \frac{k}{m}\right) - n^2\right] \tag{18}$$

n variiert von $2\,k/m$ bis *1*.

Nun ist

$$m > 2\,k \tag{19}$$

so dass die maximale Spannungsdifferenz erreicht wird für:

$$n = \frac{2\,k}{m} \tag{20}$$

$$\Delta U_{B\,max,\,k} = 3\,\pi^2 \cdot 10^{-7}\, \frac{h\, l_v}{b}\, f\, I\, \frac{4\,k}{m} \left(1 - \frac{4\,k}{3\,m} - \frac{k^2}{3\,m^2}\right) \tag{21}$$

Für den Fall:

$$\frac{4\,k}{3\,m} \ll 1 \tag{22}$$

vereinfacht sich Gl. (21) zu:

$$\Delta U_{B\,max,\,k} = 3\,\pi^2 \cdot 10^{-7}\, \frac{h\, l_v}{b}\, f\, I\, \frac{4\,k}{m} \tag{22a}$$

Ähnlich wie in Abschnitt A ist:

$$P_{B\,max,\,k} = \frac{\Delta U^2_{B\,max,\,k}}{2\,R} \tag{23}$$

$$P_{B\,max,\,k} = 9\,\pi^4 \cdot 10^{-14}\,\gamma\, \frac{h^3 l_v^2 \left(1 - 2\,\frac{\delta}{b}\right)}{2\, b\, m\, l_E} f^2\, I^2 \left(\frac{4\,k}{m}\right)^2 \tag{23a}$$

Verwendete Symbole

h	Gesamthöhe des Kupfers [m]
b	Nutenbreite [m]
l_v	Länge der Verseilung [m]
l_E	gestreckte Länge des Einzelleiters einer Halbspule [m]
δ	Isolationsauftrag (einseitig) [m]
x und y	Koordinaten
n	relative vertikale Anfangsposition des betrachteten Leiters
m	Anzahl Einzelleiter pro Röbelstab
γ	elektrische Leitfähigkeit des Kupfers $= 57 \cdot 10^6$ [S/m]
R	Widerstand des Einzelleiters [Ω]
k	Anzahl nebeneinander liegender Kurzschlussstellen der Einzelleiterisolation (z. B. am selben Stabquerschnitt) zwischen $(k + 1)$ am Defekt beteiligten Einzelleitern (k-facher Kurzschluss)
B_y	Induktion in y [Wb/m²]
Φ_y	magnetischer Fluss pro Längeneinheit des Stabes [Wb]
u_{iy}	momentane induzierte Spannung pro Längeneinheit des Röbelstabes in y [V/m]
Δu	momentane Spannungsdifferenz [V]
ΔU	effektive Spannungsdifferenz [V]
ΔU_{Amax}	maximal auftretende Spannungsdifferenz zwischen zwei sich kreuzenden Leitern verschiedener Halbstäbe des Röbelstabes [V]
$\Delta U_{Bmax,\,k}$	maximal auftretende Spannungsdifferenz zwischen zwei parellel verlaufenden Leitern des Röbelstabes bei k-fachem Kurzschluss [V]
i	momentaner Strom durch den Röbelstab [A]
I	effektiver Strom durch den Röbelstab [A]
f	Frequenz [Hz]
ω	Kreisfrequenz $= 2\,\pi f$ [s⁻¹]
P_v	Verluste an der defekten Stelle [W]

P_{Amax} maximale Verluste an der defekten Stelle bei Teilleiterkurzschlüssen durch die beschädigte Lagenisolation hindurch [W]

$P_{Bmax,\ k}$ maximale Verluste an der defekten Stelle bei Teilleiterkurzschlüssen zwischen parallel verlaufenden Leitern durch die beschädigte Einzelleiterisolation hindurch bei k-fachem Kurzschluss [W]

t Zeit [s]

Δt Temperaturanstieg der Kurzschlussstelle [°C]

$\operatorname{tg} \delta$ Verlustfaktor

$\operatorname{tg} \delta_o$ Verlustfaktor bei Messspannungen unterhalb der Glimmeinsatzspannung [%]

$\left(\frac{\Delta \operatorname{tg} \delta}{\Delta U}\right)_{max}$ maximaler Verlustfaktoranstieg pro kV

U_n Nennspannung [kV]

U_m Meßspannung [kV]

Literatur

[1] *Ringland, W. L.* und *L. T. Rosenberg:* A New Stator Coil Transposition for Large Machines. Trans AIEE-III, Power App. & Syst., 78(1959)44, S. 743...747.

[2] *Rylander, J. L.:* A High-Frequency Voltage Test for Insulation of Rotating Electrical Apparatus. Trans. AIEE 45(1926), Februar, S. 459...465.

[3] *Wellauer, M.:* Eine neue Anordnung zur Prüfung der Windungsisolation von Maschinenspulen. Bull. Oerlikon —(1944)251, S. 1624...1626.

[4] *Moses, G. L.* und *Earl F. Harter:* Winding-Fault Detection and Location by Surge-Comparison Testing. Trans. AIEE 64(1945), Juli, S. 499...503.

[5] *Muller, R.:* Le contrôle des bobinages des machines rotatives en cours de fabrication. ACEC-Rev. —(1955)4, S. 21...27.

[6] *Smirnow, M. W.:* Prüfung der Windungsisolation der Wicklungen von Elektromotoren bei Betriebsverhältnissen. (= russisch). Elektritschestwo —(1955)5, S. 49...51.

[7] *Ritter, A.* und *O. Wohlfahrt:* Mesures diélectriques sur les isolations d'enroulements de stators. Conférence Internationale des Grands Réseaux Electriques (CIGRE), 18. Session 1960, Bd. 2, Rapp. 122.

[8] *Edwin, K.:* Zur Frage der Abnahmeprüfung von Generator-Hochspannungswicklungen. Diss. TH Graz 1959.

[9] *Doljak, B., M. Moravec* und *O. Wohlfahrt:* Micadur — eine neue Isolation für Statorwicklungen elektrischer Maschinen. Brown Boveri Mitt. 47(1960)5/6, S. 352...360.

[10] *Meyer, H.:* Zur Bedeutung von Verlustfaktorkenngrössen für Wicklungsisolierungen elektrischer Maschinen. ETZ-A 83(1962)2, S. 46...52.

[11] *Wohlfahrt, O.:* The Problem of Functional Tests with Solid High Voltage Insulation. Insulation —(1960), Dezember, S. 73...77.

[12] *Wohlfahrt, O.:* Messung des Glimmens an der Isolation von Statorwicklungen rotierender Hochspannungsmaschinen. E und M 78(1961)23, S. 673...681.

Adresse der Autoren:

M. Moravec, T. H. Sie und *O. Wohlfahrt*, Ingenieure der AG Brown, Boveri & Cie., Baden (AG).

Neue Natriumdampf-Lampen höherer Leistung

Von *H. J. Gebhardt* und *B. Kühl*, Berlin

DK 621.327.532

Es werden die Eigenschaften von Natriumdampfentladungen und die sich ergebenden Möglichkeiten zur Entwicklung leistungsstarker Natriumdampflampen mit hohen Lichtausbeuten diskutiert. Als Anwendung wird eine stabförmige Natriumdampflampe mit einem von der Kreisform abweichenden Entladungsquerschnitt beschrieben. Die Lampe hat bei einer Leistungsaufnahme von 220 W und einer Lichtausbeute von ca. 120 lm/W etwa die Abmessungen einer 40-W-Leuchtstofflampe. Sie kann mit Drosselspule und einem Starter an 380 V Netzspannung betrieben werden.

Les auteurs discutent des propriétés de décharges dans la vapeur de sodium et des possibilités qui en résultent pour la fabrication de lampes à vapeur de sodium ayant des coefficients d'efficacité élevés. A titre d'exemple, ils décrivent une lampe tubulaire, avec section de décharge s'écartant de la forme circulaire. Cette lampe, dont les dimensions sont analogues à celles d'une lampe à fluorescence de 40 W, absorbe une puissance de 220 W, avec un coefficient d'efficacité d'environ 120 lm/W. Elle peut fonctionner sous une tension de réseau de 380 V, avec bobine d'inductance et starter.

1. Einleitung

Die Arbeiten zur Entwicklung lichtstärkerer und wirtschaftlicherer Lichtquellen haben in den letzten Jahren auch Verbesserungen und Neuentwicklungen von Natriumdampflampen gebracht. Mit dem Ausbau der Verkehrsnetze und der Verkehrsknotenpunkte haben diese Lampen für die Beleuchtung von grossflächigen Verkehrsanlagen und Anlagen, bei denen die Farbwiedergabe von untergeordneter Bedeutung ist, wegen ihrer hohen Wirtschaftlichkeit an Bedeutung gewonnen.

Natriumdampflampen wurden bis vor einigen Jahren nur bis zu einer Leistungsaufnahme von 140 W und Lichtausbeuten von etwa 80 lm/W hergestellt. Als Übergangslösung sind zwei solcher 140-W-Entladungsgefässe in einem Lampenkörper als 280-W-Lampe zusammengefasst worden, diese Massnahme ist jedoch nicht als echte Typenerweiterung anzusehen, da dazu zwei Vorschaltgeräte erforderlich sind. Echte Typenerweiterungen stellen erst die in den letzten Jahren entwickelte 200-W-Lampe in U-Form und die in England entwickelte stabförmige Natriumlampe [1; 2] [1]), ebenfalls mit 200 W Leistungsaufnahme, dar. Beide Lampentypen erreichen eine Lampenlichtausbeute von 100 lm/W, liegen jedoch in der Ausbeute, falls die Energieaufnahme des Vorschaltgerätes hinzugerechnet wird, noch darunter.

[1]) Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.

Hier soll eine Weiterentwicklung der stabförmigen Lampe mit 220 W Leistungsaufnahme beschrieben werden, die erstmals eine Lichtausbeute zusammen mit dem Vorschaltgerät von 100 lm/W überschreitet und eine Lampenlichtausbeute von ca. 120 lm/W erreicht (Fig. 1). Eine Gegenüberstellung der Daten älterer und neuerer Na-Lampen gibt Tabelle I (s. auch [3]).

Werte von älteren und neueren Natriumdampflampen

Tabelle I

Lampenleistung P_L W	Lichtstrom Φ lm	Lichtausbeute η lm/W ohne Vorschaltgerät	Lichtausbeute η lm/W mit Vorschaltgerät	Entladungsrohrform
a) Lampen mit getrenntem Entladungs- und Wärmeschutzrohr (Dewargefässlampen)				
45	2 700	60	41	U
60	4 300	72	53	U
85	6 800	80	64	U
140	11 000	78	67	U
b) Lampen mit angeschmolzenem Wärmeschutzrohr (ab 1958)				
45	3 300	73	50	U
60	5 000	83	62	U
85	8 000	94	75	U
140	13 000	93	80	U
200	21 500	107	90	U
200	20 000	100	85	Stabform
220	26 000	118	105	Stabform