Zeitschrift: Bulletin de l'Association suisse des électriciens
Herausgeber: Association suisse des électriciens
Band: 50 (1959)
Heft: 15

Artikel: Ein neuer 1-MV-Prüftransformator mit Stabkern
Autor: Schneider, E.
DOI: https://doi.org/10.5169/seals-1057812

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: 07.08.2025

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

BULLETIN

DE L'ASSOCIATION SUISSE DES ELECTRICIENS

ORGANE COMMUN

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

Ein neuer 1-MV-Prüftransformator mit Stabkern

Von *E. Schneider*, Muttenz

621.314.235.027.89 : 621.317.2

Der vorliegende Aufsatz behandelt alle wesentlichen Probleme, die sich bei der Berechnung und der Konstruktion für einen Prüftransformator stellten und geht insbesondere gründlich auf die Bestimmung und die Eigenschaften des magnetischen Kreises eines Stabkerns mit offenem Rückschluss ein. Die dazu benötigte Mathematik bedient sich der graphischen Integration und Differentiation. Wenn man den Besonderheiten des Stabkerns Rechnung trägt, ergibt sich die Möglichkeit einer einfachen Bauweise mit mannigfachen Vorteilen, ohne dass Nachteile gegenüber dem geschlossenen Magnetkreis in Kauf genommen werden müssen. Weiter berichtet der Aufsatz über die Fabrikation und Montage im Werk sowie über die im Freien erfolgte und dadurch erschwerte Montage am Aufstellungsort. Er schliesst mit einigen Resultaten der Prüfungen und Messungen.

L'auteur traite de tous les problèmes essentiels que posent le calcul et la construction d'un transformateur d'essais. Il examine notamment en détail la détermination et les caractéristiques du circuit magnétique ouvert d'un noyau à barre. Les intégrations et différenciations des calculs mathématiques se font à l'aide de graphiques. Les particularités du noyau à barre permettent une construction simple, qui offre de nombreux avantages, sans présenter d'inconvénients par rapport au circuit magnétique fermé. L'auteur donne ensuite des renseignements sur la fabrication et le montage en usine, ainsi que sur le montage sur place, en plein air, dans des conditions plus sévères. Il termine en indiquant quelques résultats d'essais et de mesures.

1. Einleitung

Die Forschungskommission des SEV und VSE für Hochspannungsfragen (FKH) gab im Rahmen des Ausbaues ihrer Versuchsstation Däniken bei der Moser-Glaser & Co. AG, Muttenz, einen Freiluft-Prüftransformator mit folgenden Daten in Auftrag:

Minutenprüfungen effektiv 1000 kV, 50 Hz, 500 kVA

Niederspannung 500...1000 V, umschaltbar

Dauerspannung effektiv 300 kV, 50 Hz, 50 kVA

Bei Abnahme: Wechselspannung 50 Hz, effektiv 1200 kV, 1 min; Stoss von 1|50 µs, je 5 Vollwellen mit einem Scheitelwert von ± 2000 kV.

Ein Pol der Hochspannungswicklung liegt an Erde; direkte Klemmenüberschläge dürfen dem Transformator nicht schaden. Jede (weitere) Erhöhung der zulässigen Belastung des Transformators ist von wesentlicher Bedeutung.

Nach eingehenden Studien und Vorversuchen wurde Mitte 1957 die Fabrikation des in verschiedener Hinsicht neuartigen Objektes aufgenommen. Im Frühjahr 1958 erfolgten Transport und Montage an Ort und Stelle in Däniken. Es folgten verschiedene Versuche, welche u. a. der Kontrolle der Isolation und der Wahl einer geeigneten Kopfarmatur dienten. Die Inbetriebnahme fand, verbunden mit einigen Vorführungen, anlässlich der Tagung der FKH am 12. November 1958 statt.

2. Prinzip und Aufbau

Fig. 1 zeigt den betriebsbereiten Prüftransformator. Die äussere Form ist einfach und entspricht in idealer Weise dem von Erde nach oben zunehmenden Potential: Eine auf Fuss und Fahrgestell ruhende, relativ schlanke Isoliermantelsäule, darauf die vorentladungsfreie Kopfhaube. Die Überschlagstrecke ist reichlich bemessen und genügt auch hohen Spannungen im Freiluftbetrieb unter Regen. Fig. 2 gibt Aufschluss über die Schaltung der Wicklungen und Steuerbeläge. Fig. 3 gewährt Einblick in den Aufbau des Transformators; dabei wurde die Darstellung in axialer Richtung gekürzt und die Zahl der Hochspannungsspulen bzw. -schichten von 28 auf 6 reduziert. Die Legende zu Fig. 3 nennt von *1* bis *6* die konzentrisch angeordneten Hauptelemente des aktiven Teils. Niederspannungs-Wicklung und Hauptisolation werden durch elektrisch schwach bzw. gar nicht beanspruchte Hartpapier-Zylinder getragen. Die Hauptisolation *4* ist durch kapazitive Steuerbeläge in ebenso viele Kondensatorschichten unterteilt als Hochspannungsspulen vorhanden sind. Eine stopfbüchsenlose, wartungsfreie Umwälzpumpe *10* saugt das im Kühlkanal zwischen Niederspannungswicklung und Hauptisolation erwärmte Öl durch einen zentralen Kanal im Stabkern ab. Durch Isolierschläuche in halbe Höhe des aktiven Teils getrieben, kühlt sich das Öl am Isoliermantel ab und findet wieder den Weg zum Kühlkanal. Ein Strömungsanzeiger *11* überwacht die Ölzirkulation. So werden nicht nur die beispielsweise im Vergleich zu Spannungswandlern viel grösseren Verluste der Niederspannungswicklung abgeführt, sondern auch die Hauptisolation wird auf ihrer Innenseite — und damit beidseitig — wirksam gekühlt. Die für diese Spannung bemerkenswerte einstufige Bauweise lässt daher eine hohe Dauerspannung zu, ohne dass die Gefahr eines Wärmedurchschlags besteht. Prüftransformatoren mit nur periodischen, kurzen Be-

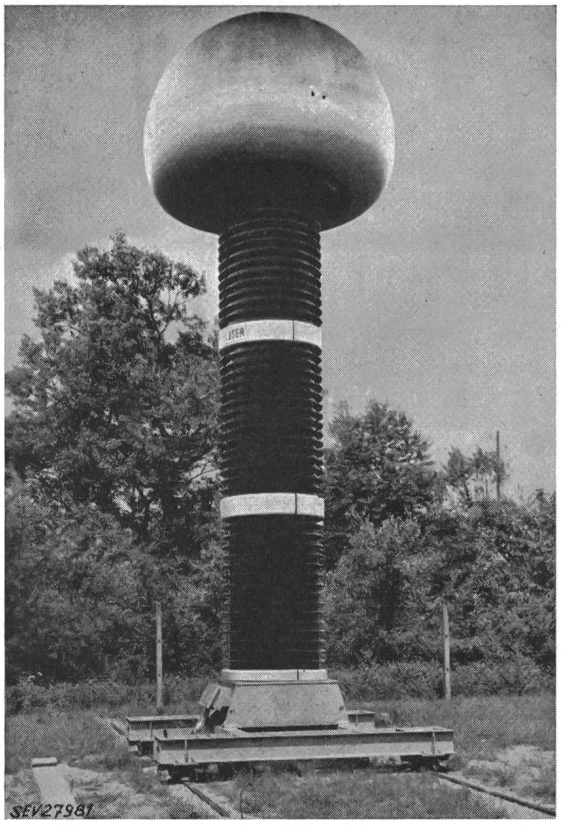

Fig. 1

Freiluft-Prüftransformator für eine Effektiv-Spannung von 1000 kV, eine Frequenz von 50 Hz, und für eine Leistung während 1 min von 1000 kVA

in der Versuchsstation Däniken der Forschungskommission des SEV und VSE für Hochspannungsfragen (FKH)

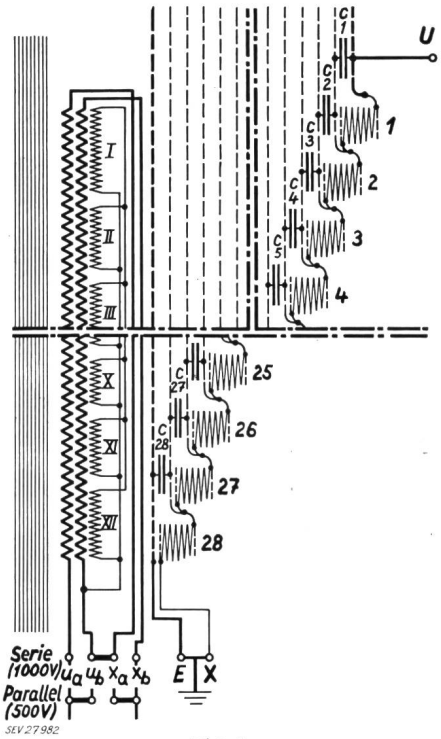

Fig. 2

Prinzipschema des Prüftransformators

u_a—x_a, u_b—x_b Niederspannungs-Hauptwicklungen; *I...XII* Flusshalte-Wicklungen; *U*—X Hochspannungswicklung; *1...28* Hochspannungs-Lagenspulen; C_1...C_{28} Kondensatorschichten; *E* Erdbelag

triebszeiten, wie z.B. Minutenprüfungen, benötigen keine Umwälzpumpe, da der Stabkern allein eine reichliche Wärmekapazität hat; zudem kann die höchste Innentemperatur am oberen Stabkernende mit Fühler- oder Widerstands-Thermometern einfach gemessen und kontrolliert werden.

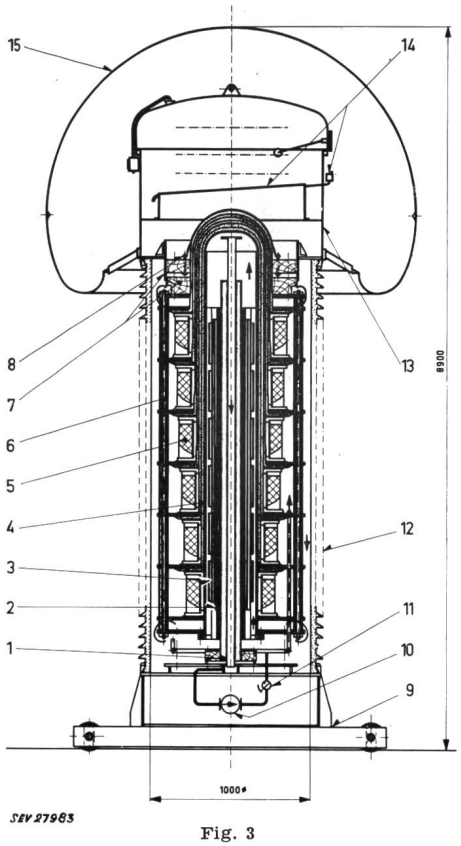

Fig. 3

Prinzipieller Aufbau des Prüftransformators

Axial verkürzte Darstellung

1 Stabkern; *2* Niederspannungs-Hauptwicklung; *3* Flusshalte-Wicklung; *4* Hauptisolation; *5* Hochspannungs-Wicklung; *6* Tragkonstruktion; *7* Briden und Führungszylinder; *8* Spannvorrichtung; *9* Fuss und Fahrgestell; *10* Ölumwälzpumpe; *11* Strömungswächter; *12* Porzellan-Isoliermantel; *13* Expansionskopf; *14* Gasboden und Gasanzeiger; *15* vorentladungsfreie Kopfhaube

Fig. 4 gibt ein sehr anschauliches Bild vom äusseren elektrischen Feld des Prüftransformators (bei einer Effektiv-Spannung von 1200 kV). Dank der kapazitiven Steuerung ist das elektrische Feld bei Stoßspannung praktisch gleich wie bei Wechselspannung. Die über den grössten Teil der Überschlagsstrecke verteilte Hochspannungswicklung ergibt längs des Isoliermantels eine ideal gleichmässige Feldverteilung, die Längsbeanspruchung erreicht (bezogen auf effektiv 1200 kV) einen örtlichen Höchstwert von 4 kV/cm. Die maximale Feldstärke in Luft tritt etwas unterhalb des grössten Durchmessers der Kopfhaube senkrecht zu deren Oberfläche auf und beträgt nach Feldbild 11 kV/cm. Die Voraussetzung einer ebenen Erde ist in Wirklichkeit nicht erfüllt; weil in der Versuchsstation Gebäude, Masten und Baumgruppen den Prüftransformator umgeben, dürfte die tatsächliche Beanspruchung bei 13 kV/cm, bzw. bezogen auf effektiv 1000 kV bei 11 kV/cm liegen. Bei trockener Haube sind bis über effektiv 1000 kV keinerlei Vor-

entladungen zu erwarten. Der Transformator erlaubt die an Bedeutung immer mehr zunehmenden Glimmeinsatz- und Störspannungsmessungen bis zur vollen Prüfspannung.

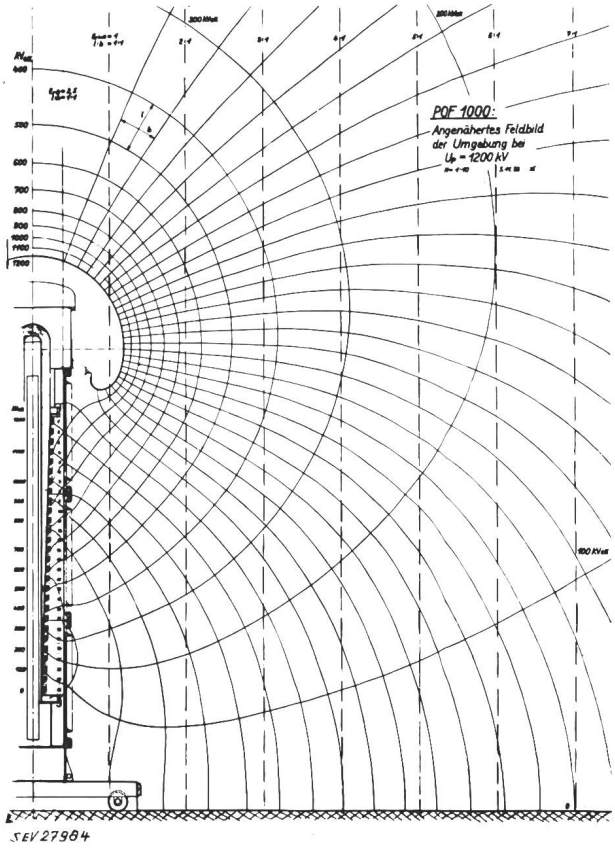

Fig. 4

Äusseres elektrisches Feld des 1-MV-Prüftransformators

12 Potentialebenen von 100 zu 100 kV entsprechend einer Effektiv-Spannung von 1200 kV

3. Magnetischer Kreis und Niederspannungswicklungen

a) Der Stabkern und sein magnetisches Feld

Es mag auf den ersten Blick gewagt erscheinen, für Prüftransformatoren einen magnetischen Kreis mit Rückschluss durch die Luft anzuwenden. Eingehende theoretische Studien und praktische Versuche liessen jedoch eindeutig erkennen, wo die Ursachen des Versagens oder unbefriedigenden Arbeitens von Transformatoren mit offenem magnetischem Kreis liegen. Dabei ergaben sich auch die zu treffenden Massnahmen, welche gestatten, den Stabkern dem geschlossenen Eisenkreis magnetisch ebenbürtig und in der ganzen Konzeption des Prüftransformators vorteilhaft anzuwenden. Die hauptsächlichsten Vorteile sind:

Einfacher, schlanker Aufbau des Prüftransformators bei kleiner Grundfläche;

Kompensation von kapazitiver Blindleistung durch die Magnetisierungsleistung des Stabkerns;

Annähernd über die ganze Schlagweite gleichmässig verteilte Hochspannungswicklung;

Langer, schmaler Streukanal, der ohne die Verwendung eines übermässig grossen Eisenquerschnittes eine kleine Streureaktanz ergibt;

Dank der konstanten Leerlauf- und Streuinduktivität bis zur vollen Prüfspannung unverzerrte Sinusform der Hochspannung.

Der Stabkern ist radial geblecht und mit Kunstharz und Bandagen mechanisch so verfestigt, dass er beim Transport in horizontaler Lage den gesamten aktiven Teil des Transformators als Balken zu tragen vermag. Dank der Radialblechung ist das Widerstandsmoment des Balkens in allen Richtungen gleich; ausserdem werden Eisenverluste an den Kernenden durch den magnetischen Querfluss vermieden.

Fig. 5 zeigt das magnetische Feldbild eines Prüftransformator-Stabkerns von 204 mm Durchmesser und 3300 mm Länge. Die Zylinderspule ist 2650 mm lang und es verbleiben zwei Kernenden von je 325 mm. Der Kern des l-MV-Transformators ist dagegen bei etwas kleinerem Durchmesser 5800 mm lang; seine magnetische Spannung, sein Fluss und seine Austrittsinduktionen bei der vollen Betriebsspannung von 1000 kV weichen nur wenig von den in Fig. 5 gezeigten Werten ab.

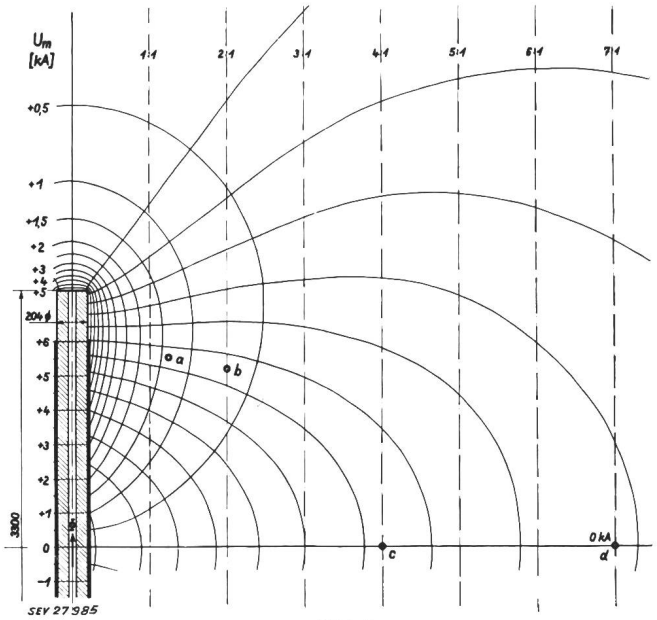

Fig. 5

Magnetisches Feld eines Stabkerns von 3300 mm Länge und 204 mm Durchmesser

Erregung mit U = 350 V

$I_{eff.}$ = 107 A, 80 Windungen, Durchflutung Θ = 12 kA

Potentialebenen der magnetischen Spannung U_m von 0,5 zu 0,5 kA

Induktion B in einem Abstand von der Kernachse von 0,6 m (*a*): 35 Gs; 1 m (*b*): 15 Gs; 2 m (*c*): 4 Gs; 3,5 m (*d*): 1 Gs.

Die Zylinderspule ergibt zwangsläufig einen konstanten erregenden Strombelag über die ganze Wicklungslänge. Das Eisen darf bis zu mässig hoher Sättigung als widerstandsloser magnetischer Leiter angenommen werden. Es erstaunt, wie rasch die Induktion im Raume des sich ausbreitenden Feldes abnimmt. Herrschen an den Kernend-Oberflächen Induktionen von 360 Gs und mehr, so beträgt diese auf dem Durchmesser des Isoliermantels (*a*) noch max. 35 Gs, auf 1 m Radius (*b*) 15 Gs, auf 2 m (*c*) noch 4 Gs und schliesslich in 3,5 m Abstand von der Kernachse (*d*) 1 Gs. (Vergleichsweise sei erwähnt, dass die Induktion vom Erdfeld 0,5 Gs beträgt.)

Die Betrachtung des Feldbildes zeigt weiterhin, dass die magnetische Spannung grösstenteils in der nächsten Umgebung der Kernenden verbraucht

wird (die langen Feldlinien-Abschnitte kleiner Induktion benötigen sehr wenig). Das Feld breitet sich, besonders am Kernende, zunächst fast radial aus. Diese Tatsachen verlocken dazu, einen einfachen, den praktischen Verhältnissen genügenden Rechnungsgang für die mannigfaltigen Anwendungsmöglichkeiten des Stabkerns zu finden. Wohl stehen in der Literatur Angaben zur Berechnung der Induktivität von mit Zylinderspulen erregten Stabkernen zur Verfügung [1; 2][1]), aber die Flussverteilung — in Kern-Mitte maximaler, gegen die Enden abnehmender Induktionsfluss — sowie die Verhältnisse bei nicht konstantem Strombelag gehen über die Möglichkeit einfacher Formeln hinaus. Die Ermittlung des magnetischen Feldbildes bietet zwar umfassenden Einblick und ist korrekt, anderseits für Genauigkeiten von besser als $\pm 10\%$ zeitraubend.

b) Die Berechnung des magnetischen Stabkerns

Hauptsächlich verwendete Symbole und Einheiten:

d	Kerndurchmesser	[cm]
l_k	Kernlänge	[cm]
l_w	Wicklungslänge	[cm]
l_i	ideelle Kernlänge	[cm]
D_i	ideeller magnetischer Zwischenpol-Durchmesser	[cm]
Θ	Gesamt-Durchflutung	[A]
A	Strombelag	[A/cm]
B_0	Austritts-Induktion an der Kern-Oberfläche	[Gs; Vs/cm²]
Φ	Induktionsfluss im Kern	[Mx; Vs]
Φ_{mWi}	mittlerer Induktionsfluss einer Wicklung	[Mx; Vs]
λ	spez. magnetischer Raumleitwert	[H/cm]
Λ	magnetischer Leitwert	[H]
μ_0	Permeabilität des leeren Raumes, $1{,}257 \cdot 10^{-8}$	[H/cm]
x	variable Länge	
U_m	magnetische Spannung	[A]

Die im folgenden an zwei Beispielen behandelte Berechnungsweise stützt sich auf die, an Hand von Feldbildern und Messungen beobachteten Gegebenheiten des magnetischen Feldes. Der Widerstand im Eisen wird vernachlässigt. Wie schon am Ende von Abschnitt 3a erwähnt, wird die magnetische Spannung zum grössten Teil in der nächsten Umgebung des Kernes verbraucht (Fig. 5). Zweitens verläuft das magnetische Feld gerade in diesem Gebiet weitgehend radial. Man begeht daher sicher keinen grossen Fehler, wenn man das Feld — anstatt weit in den Raum ausholend — über einen ideellen, zylindrischen, magnetischen Zwischenpol vom Durchmesser D_i nach Fig. 6 geschlossen denkt. Die schraffierte Scheibe zum gedachten Zwischenpol führt den Fluss $\Delta\Phi$ und hat den magnetischen Leitwert:

$$\Lambda = \frac{\mu_0 \cdot 2\pi \cdot \Delta l}{\ln \frac{D_i}{d}} \qquad [\mathrm{H}] \qquad (1)$$

Indem man durch Δl dividiert, erhält man den mit λ bezeichneten spezifischen, magnetischen Raumleitwert:

$$\lambda = \frac{\mu_0 \cdot 2\pi}{\ln \frac{D_i}{d}} \qquad [\mathrm{H/cm}] \qquad (2)$$

der den Leitwert einer halben magnetischen Fluss-Ring-Röhre, ausgehend von 1 cm Kernlänge, darstellt.

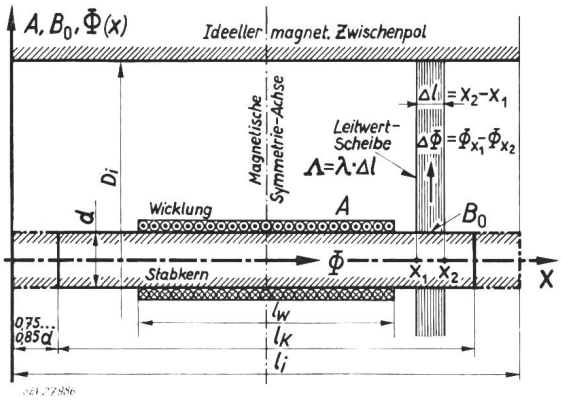

Fig. 6

Bedeutung der ideellen Rechnungsgrössen am Stabkern

Bezeichnungen siehe im Text

In Anwendung des allgemeinen magnetischen Kreisgesetzes

$$\Phi = U_m \Lambda \qquad [\mathrm{Mx;\ Vs}] \qquad (3)$$

wurde λ aus einer Reihe von Messungen nach folgenden Beziehungen ausgewertet, gültig für die Kernenden bei symmetrischer Wicklungsanordnung:

$$\lambda = \frac{\Delta\Phi}{\Delta l \frac{\Theta}{2}} = \frac{B_0\, d\, \pi}{\frac{\Theta}{2}} \qquad (4)$$

Sowohl $\Phi_{x1} - \Phi_{x2} = \Delta\Phi$ als auch B_0 lassen sich an Kernenden mit kleinen Hilfswicklungen gut messen. λ ist über die ganze Kernlänge angenähert konstant. Fig. 7 gibt λ in Funktion des Kern-

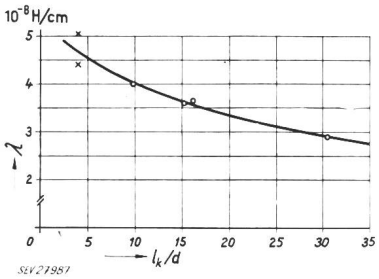

Fig. 7

Spezifischer magnetischer Raumleitwert λ in Abhängigkeit vom Kern-Schlankheitsgrad l_k/d

o gemessene Werte; × nach *Küchler* [1] berechnete Werte

Schlankheitsgrades l_k/d an; mit zunehmendem Schlankheitsgrad muss der Induktionsfluss im Raum einen grösseren Weg zurücklegen und λ nimmt ab. Dagegen ist λ unabhängig vom Kerndurchmesser. Werden nämlich in Fig. 6 alle Dimensionen im selben Verhältnis verändert, so bleibt $\ln D_i/d$ in Gl. (2) konstant. Nebenbei ist z. B. für $\lambda = 3{,}6 \cdot 10^{-8}$ H/cm: $D_i/d = 9$. Der verstärkte Fluss-

[1]) Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.

austritt am äussersten Kernende wird berücksichtigt, indem auf jeder Seite die 3...3,4fache Stirnfläche durch Verlängerung des Kerns um 0,75...0,85 d zugesetzt wird; so ergibt sich die ideelle Kernlänge l_i.

1. Rechnungsbeispiel (Fig. 8)

Gegeben ist Folgendes: Stabkern nach Fig. 5, $d = 20{,}4$ cm; $l_k = 330$ cm; $l_w = 265$ cm, zwei Kernenden von 32,5 cm, gleichmässiger Strombelag über l_w von $A = 45$ A/cm.

$l_k/d = 16{,}2$; $\lambda = 3{,}6 \cdot 10^{-8}$ H/cm aus Fig. 7.

Weise aus den vorgewählten Maßstäben und der Konstante $k_1 = \lambda/\pi d$ zu 7,12 Teilen.

Für den Induktionsfluss $\Phi(x)$ findet man unter Verwendung der Gl. (6a):

$$\Phi(x) = \pi d \int B_0 \, dx \tag{7}$$

Die Randbedingung lautet $\Phi_{x=0}$; $x = l_i = 0$. Unbekannt ist einstweilen B_c in Gl. (6d) und damit auch der wahre Verlauf $B_0(x)$ und $\Phi(x)$. B_c wird als graphisch bestimmter Mittelwert der Kurve $k_1 \int A dx$ gefunden. So werden die beiden von B_c und $k_1 \int A dx$ begrenzten Flächen — je Φ_{max} darstellend —

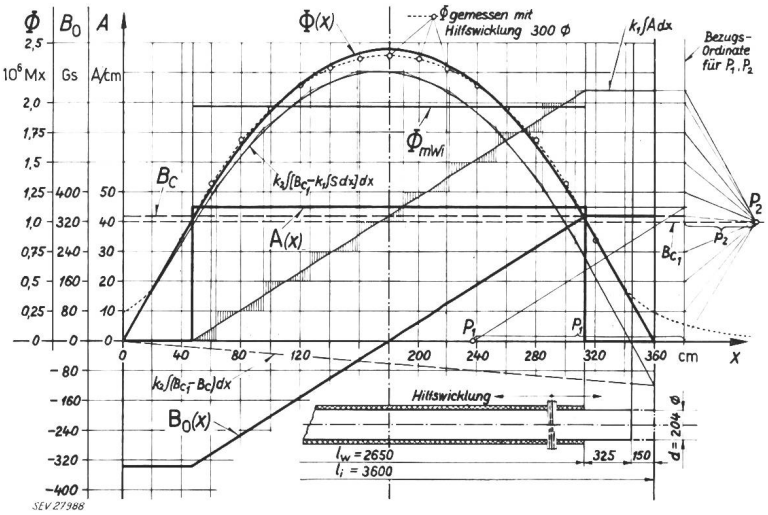

Fig. 8
1. Rechnungsbeispiel
Graphische Ermittlung der Austrittsinduktion B_0 und des Induktionsflusses Φ
$\Theta = 12\,000$ A, $A = 45$ A/cm

A Strombelag; $\Theta = \int A dx$ Gesamt-Durchflutung; P_1, P_2 Pole der graphischen Integrationen; P_1, P_2 Poldistanzen der graphischen Integrationen; d Kerndurchmesser; l_w Wicklungslänge; l_i ideelle Kernlänge; X variable Länge; k_1, k_2 konstante Faktoren aus Gl. [6d] und [7]; B_0 Austritts-Induktion an der Kern-Oberfläche; B_{c1}, B_c Integrations-Konstanten; Φ Induktionsfluss im Kern; Φ_{mWi} mittlerer Induktionsfluss der Wicklung

Gesucht ist der Verlauf der Austrittsinduktion $B_0(x)$ und des Induktionsflusses $\Phi(x)$ über die Kernlänge.

Als Zwischengrösse berechnet sich die magnetische Spannung

$$dU_{mx} = A_x \, dx, \qquad U_m = \int A dx + C \tag{5}$$

Aus der allgemeinen Formel $\Phi = \int B dS$ und der Anwendung von Gl. (3) folgt:

$$d\Phi_x = B_{0x} \cdot \pi d \, dx = U_{mx} \lambda \, dx \tag{6a}$$

daraus ist:

$$B_{0x} = \frac{\lambda}{\pi d} U_{mx} \tag{6b}$$

Für den ganzen Verlauf $B_0(x)$ ergibt sich:

$$B_0(x) = \frac{\lambda}{\pi d} U_m \tag{6c}$$

Mit Gl. (5) in Gl. (6c) eingesetzt wird:

$$B_0(x) = \frac{\lambda}{\pi d} \int A dx - B_c \tag{6d}$$

B_c ist eine Konstante und wird später gefunden in Erfüllung der mit Gl. (7) gleichbedeutenden Bedingung $\int_0^{l_i} B_0 \, dx = 0$.

Für die graphische Integration (Fig. 8) rechnet sich die Poldistanz p_1 für den Pol P_1 in bekannter

gleich gross und die Bedingungen erfüllt. Lediglich aus Platzersparnis wird P_2 auf den für B_c geschätzten Wert B_{c1} gehoben; der Seitenwechsel des Poles zur Bezugs-Ordinate erfolgt aus demselben Grund und ergibt für Φ positive Werte, was im vorliegenden Fall bedeutungslos ist. Aus den Maßstäben und der Konstanten $k_2 = \pi d$ wird p_2 zu 2,44 Teilen errechnet. Die 2. graphische Integration führt zur Kurve $k_2 \int [B_{c1} - k_1 \int A dx] \, dx$; die Gerade durch deren Endpunkte stellt $k_2 \int [B_{c1} - B_c] dx$ dar. Damit sind B_c und $B_0(x)$ bestimmt. Die Ordinaten für $\Phi(x)$ sind als Differenz von Kurve und Gerade der graphischen Darstellung zu entnehmen, denn die Differenz der entsprechenden Gleichungen ist — Gl. (6d) in Gl. (7) eingesetzt; der Hilfswert B_{c1} wird eliminiert und die gegenüber Gl. (6d) vertauschten Vorzeichen rühren vom Seitenwechsel des Poles P_2 her.

Dieser allgemein gehaltene Rechnungsgang gilt auch für Fälle mit unsymmetrischer Wicklungsanordnung oder ungleichmässigem Strombelag (2. Rechnungsbeispiel). Im 1. Rechnungsbeispiel kann $B_0(x)$ natürlich aus Symmetriegründen sofort richtig eingezeichnet werden, da B_0 an der Stelle $l_i/2$ gleich Null ist. Um die Spannung und die Induktivität der Wicklung zu ermitteln, benötigt man den mittleren Induktionsfluss Φ_{mWi} über die Wicklungslänge l_w; dieser kann wiederum durch Mittelwertbildung auf graphischem Weg gefunden werden. Die eingetragene gemessene Φ-Kurve stimmt mit der Berechnung gut überein, und zwar gilt dies sowohl für den Mittelwert Φ_{mWi} als auch für die Form der Flusskurve.

2. Rechnungsbeispiel (Fig. 9)

Gegeben ist Folgendes: Stabkern $d = 13{,}2$ cm $l_k = 200$ cm, fünf parallelgeschaltete Wicklungen verschiedener Windungszahlen N (siehe graphische Darstellung in Fig. 9). Erregende Spannung $U = 200$ V, 50 Hz; $l_k/d = 15{,}2$; $\lambda = 3{,}6 \cdot 10^{-8}$ H/cm aus Fig. 7.

Gesucht ist der Strombelag $A(x)$ bzw. die Ströme in den Wicklungen und der Gesamtstrom.

Auf Grund der durch die Spannung, Frequenz und Windungszahl gegebenen mittleren Induktionsflüsse Φ_{mWi} I...V wird die stetig verlaufende Φ-Kurve eingetragen. Durch graphische Differentiation der aus Gl. (6a) abgeleiteten Beziehung:

$$B_0(x) = \frac{1}{\pi d} \cdot \frac{d\Phi}{dx} \tag{8}$$

findet man den Verlauf $B_0(x)$. Die Poldistanz p_1 für den Pol P_1 rechnet sich aus den Maßstäben und der Konstanten $1 / \pi d$ zu 3,86 Teilen. Die durch die Wicklungsanordnung bedingten konstanten Strombeläge über die einzelnen Spulenbreiten haben zur Folge, dass sich $B_0(x)$ aus Treppenstufen mit geraden Schrägverbindungen zusammensetzt. Es genügt, durch Tangenten an $\Phi(x)$ die Treppenabsätze zu bestimmen.

Für die 2. graphische Differentiation dient die Ableitung von Gl. (6d):

$$A(x) = \frac{\pi d}{\lambda} \cdot \frac{dB_0}{dx} \tag{9}$$

Die Poldistanz p_2 für den Pol P_2 beträgt 4,61 Teile. Endlich berechnen sich die Ströme der einzelnen Wicklungen aus den Strombelägen A, den Teilwicklungslängen l_w und den Windungszahlen N zu:

$$I_{W_{eff.}} = \frac{A\, l_w}{N\sqrt{2}} \tag{10}$$

Das Ergebnis der Messung wird in Tabelle I der Berechnung gegenübergestellt und ist auch in der graphischen Darstellung eingetragen.

Gegenüberstellung von berechneten und gemessenen Werten

Tabelle I

Wicklung	Windungszahl N	Wicklungslänge l_w [cm]	Berechneter Strombelag A [A/cm]	Berechneter Wicklungsstrom [A]	Gemessener Wicklungsstrom [A]
I	160	40	32	5,7	5,6
II	108	25	39,5	6,5	7,3
III	96	22,5	52	8,6	9,4
IV	96	22,5	76,5	12,7	12,6
V	118	27	82	13,3	12,7
			$\Sigma I_{I...V}$:	46,8	47,6

Berücksichtigt man, dass sowohl die Festlegung der Flusskurve aus den fünf Flüssen Φ_{mWi} als auch die graphische Differentiation an sich mit erheblichen Ungenauigkeiten behaftet sind, so kann das Ergebnis der Rechnung als recht gut bezeichnet werden. Da die Leiterquerschnitte in der Regel durch die wesentlich höheren Last- und Kompensationsströme festgelegt werden, ist es unnötig, die einzelnen Erregerströme genau zu bestimmen.

Die Ordinate durch $B_0 = 0$ bzw. Φ_{max} trennt das magnetische System in zwei selbständig zu betrachtende Teile; deren Durchflutungen Θ_T können verschieden sein und müssen sozusagen voneinander unabhängig den Induktionsfluss Φ_{max} von der Kernseite in den Raum treiben (zum ideellen Zwischenpol). Dies rechtfertigt, den spezifischen magnetischen Raumleitwert λ für den Bereich Kernoberfläche-Raum zu definieren. Die Überlegung auf Grund des Feldbildes zeigt, dass der Wicklungs-Durchmesser im gebräuchlichen Bereich von 1...3d und bei Schlankheitsgraden l_k/d von 10...30 auf den Φ-Verlauf und die Induktivität praktisch keinen Einfluss ausübt.

Die vorstehenden Rechnungsgänge eignen sich ausgezeichnet für die Behandlung des Stabkerns, indem alle interessanten Grössen in kurzer Zeit mit guter Genauigkeit bestimmt werden können. Bei gewissen Anwendungen werden mit Vorteil ein oder beide Kernenden mit Polschuhen ausgeprägt. Um

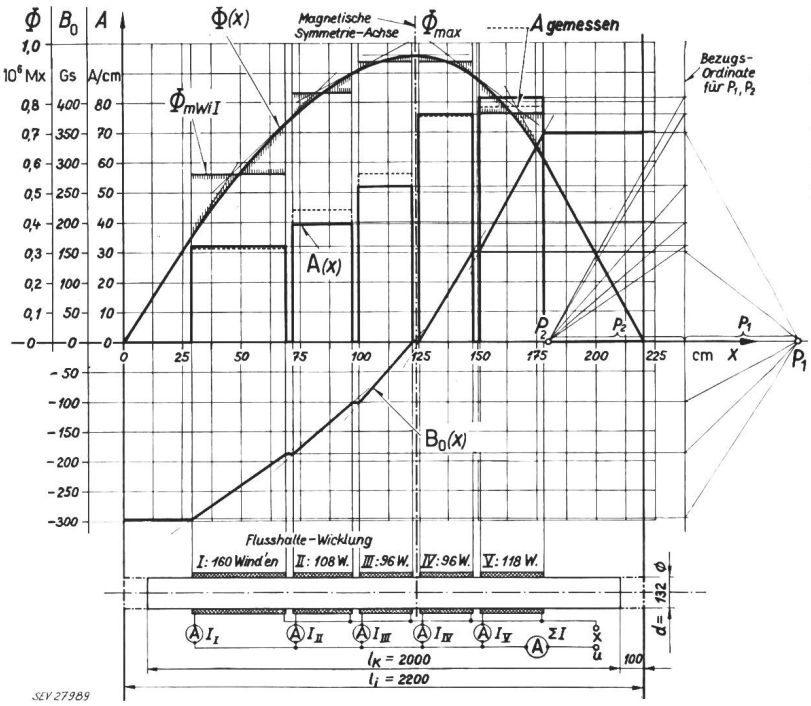

Fig. 9

2. Rechnungsbeispiel

Graphische Ermittlung der Austrittsinduktion B_0 und des Strombelages A.

Mittlere Induktionsflüsse der Flusshalte-Wicklung bei $U_{eff.}$ = 200 V, 50 Hz

Φ_{mWi} I...V mittlere Induktionsflüsse der Flusshalte-Wicklung; Φ Induktionsfluss im Kern; B_0 Austritts-Induktion an der Kern-Oberfläche; A Strombelag; P_1, P_2 Pole der graphischen Differentiation; P_1, P_2 Poldistanzen der graphischen Differentiation; d Kerndurchmesser; l_k Kernlänge; l_i ideelle Kernlänge; X variable Länge; I_I...I_V Wicklungsströme; Σ_I Gesamtstrom; u..X Klemmen der Flusshalte-Wicklung

trotzdem vorausberechnen zu können, muss das magnetische Feldbild in groben Zügen gezeichnet und der vom ausgeprägten Kernende ausgehende Induktionsfluss einem ideellen, entsprechend längeren Kernende vom Durchmesser d übertragen werden.

Die Anpassungsmöglichkeiten des Stabkerns an gegebene Grössen wie Kurzschlußspannung, induktive Blindleistung zur Kompensation usw. sind gross. Folgende kurze Überlegung mag dies zeigen:

Bei gleichbleibenden Längen l_k und l_w werde der Stabkerndurchmesser d vergrössert. Bei konstanten Eisen-Induktionen steigen Induktionsfluss und Windungsspannung quadratisch an. Die Kernend-Oberfläche vergrössert sich etwas mehr (l_i!), B_0 etwas weniger als linear. λ nimmt mit dem abnehmenden Schlankheitsgrad nur wenig zu. Aus Gl. (6a) geht hervor, dass die magnetische Spannung angenähert quadratisch ansteigen muss. Die Überlegung führt zur Feststellung, dass die Magnetisierungsleistung angenähert mit der 4. Potenz des Durchmessers zunimmt.

c) Die Bedeutung der Flusshalte-Wicklung

Im 2. Rechnungsbeispiel (Fig. 9) wurde eine der bei Moser-Glaser eingeführten, aus mehreren parallelgeschalteten Zweigen bestehenden Niederspannungswicklungen behandelt, für deren Wirkung die Bezeichnung «Flusshalte-Wicklung» ein gutes Bild gibt. Ein grosser Unterschied zwischen dem Stabkern mit offenem Rückschluss und dem geschlossenen Eisenkreis besteht darin, dass dieser, gleichgültig wie die erregende Durchflutung angeordnet ist, praktisch konstanten Induktionsfluss Φ aufweist. Dagegen ändert sich Φ längs des Stabkerns je nach der Lage der erregenden Durchflutung. Bei einem Stabkern, der nur mit einer einzigen Zylinderspule erregt wird (Fig. 5; 1. Rechnungsbeispiel), sind ausserdem noch äussere Einflüsse in der Lage, die Flussverteilung ganz beträchtlich zu verändern. Es ist leicht einzusehen, dass das Flussmaximum und der «Flusshügel» bei gleichbleibender Durchflutung erheblich aus der natürlichen Symmetrielage geraten können ohne spürbare Abnahme des mittleren Wicklungsflusses Φ_{mWi}; die Verminderung der Windungsspannung auf der einen Seite wird durch eine entsprechende Erhöhung auf der anderen Seite praktisch kompensiert. Die Flussverteilung ist nicht stabil.

Den einen allerdings nicht so schwerwiegenden Anstoss zu solcher Verlagerung können Konstruktionsteile bilden, sei es durch Flussverdrängung infolge von Kreis-Wirbelströmen, sei es durch Flussleitung in Stahlteilen. Schlimmer kann sich die folgende, zweite Möglichkeit auswirken: Der «Flusshügel» induziert eine Hochspannungswicklung, welche meist aus einer grösseren Zahl von Serienspulen (Lagen- oder Scheibenspulen) aufgebaut ist. Die Windungszahlen dieser Einzelspulen werden selten gleich, sondern häufig entsprechend der Flussverteilung für gleiche Spulenspannungen oder für gute Stossfestigkeit gewählt. Dies bewirkt, dass sich das Verhältnis der nieder- und hochspannungsseitig gegenüber stehenden Windungszahlen pro cm über die Wicklungslänge ändert. Dem je nach Spulenwindungszahl, internem und externem Belastungsstrom verschiedenen hochspannungsseitigen Strombelag steht der zwangsläufig gleichmässige Kompensations-Strombelag der einen Zylinderspule gegenüber. Die Differenz von Last- und Kompensations-Strombelag erregt den Stabkern mit einer anderen Flussverteilung als es die Zylinderspule mit gleichmässigem Strombelag tun würde. Da sich die Hochspannung wegen des variierenden Verhältnisses der Windungszahlen pro cm anders als die Niederspannung aufbaut, ändert das Übersetzungsverhältnis, dazu aber auch die Streureaktanz, der Transformator wird «weich» und «unberechenbar», besonders in seiner Spannungserhöhung bei kapazitiver, mit zunehmender Spannung überquadratisch ansteigender Last.

All diesen Übeln hilft die Flusshalte-Wicklung gründlich ab; die Zweigwicklungen kompensieren unter der Hochspannungswicklung deren Strombelag gerade so, dass ihr mittlerer Induktionsfluss erhalten und damit der «Flusshügel» stabil bleibt. Auch bei Beeinflussungen durch Konstruktionsteile passen die Zweigwicklungen ihren erregenden Strombelag selbsttätig an. Die Form des «Flusshügels» kann z. B. der gewünschten Spannungsverteilung der Hochspannungswicklung weitgehend angepasst werden (Fig. 9).

Der offene magnetische Kreis steht dem geschlossenen System bezüglich Konstanz der Übersetzung und der Streureaktanz in keiner Weise nach. Serieresonanz zwischen der in jedem Transformator vorhandenen Streureaktanz und der Belastungs-Kapazität muss durch richtige Wahl der Grössen vermieden werden. Mit dem sinusförmigen Leerlaufstrom der von Eisen-Sättigung unbeeinflussten, konstanten Leerlauf-Reaktanz des Stabkerns wird die Hochspannungskurve nicht verzerrt und das Auftreten von Serieresonanz höherer Harmonischer nicht gefördert.

d) Die konstruktive Ausführung der Niederspannungswicklungen

Am 1-MV-Prüftransformator der FKH besteht die Niederspannungs-Hauptwicklung aus zwei serieparallel umschaltbaren, einlagigen Zylinderspulen von 4,5 m Länge (Fig. 2). Der Hauptwicklungsleiter ist aufgeteilt in 20 parallele Rundkupferdrähte,

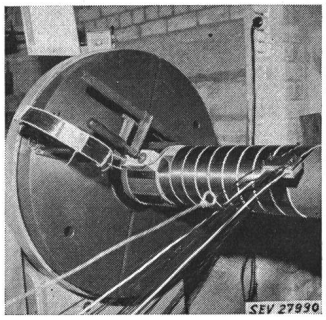

Fig. 10
Niederspannungs-Hauptwicklung

20 Cu-Drähte sind parallel geschaltet

einerseits um die beträchtliche Leiterbreite zu erhalten, andererseits zur Vermeidung von Zusatzverlusten durch den quer austretenden magnetischen Fluss (Fig. 10). Zum Vergleich sei darauf hingewiesen, dass die Induktionen kleiner sind als in

den Streukanälen z.B. von 500-kVA-Leistungstransformatoren, es dürfen somit auch dieselben Leiterbreiten quer zum Feld verwendet werden; die meist noch schmäleren Einzelleiter ergeben praktisch keine Zusatzverluste.

Über der Hauptwicklung ist in 12 kurzen, untereinander parallelgeschalteten Spulen die Flusshalte-Wicklung angeordnet (Fig. 11); ihr Leiterquerschnitt ist zweckentsprechend den Ausgleichströmen angepasst. Bei nicht umschaltbar verlangter Niederspannungswicklung wird die Flusshalte-Wicklung am besten als Hauptwicklung für die Ausgleich- und Kompensationsströme ausgebildet.

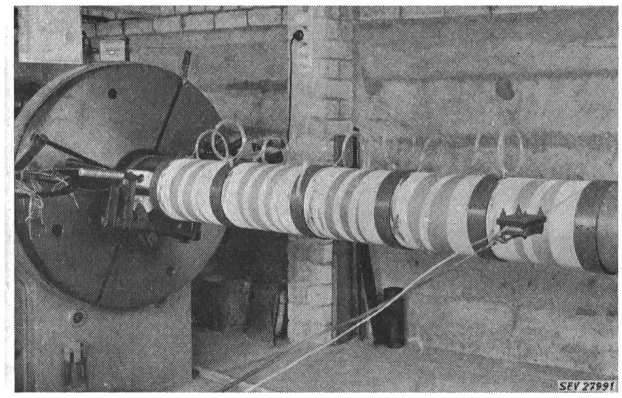

Fig. 11
Flusshalte-Wicklung
Zweigspulen VII bis XII

e) Wirbelstromverluste

Im Unterschied zum Magnetkreis mit geschlossenem Eisenweg ist beim offenen Stabkern den Wirbelstromverlusten in Konstruktionsteilen des Apparates, insbesondere im Fuss und im Kopf, Beachtung zu schenken. Messungen an einer Reihe typischer Anordnungen ergaben gute Rechnungs- und Schätzungs-Grundlagen:

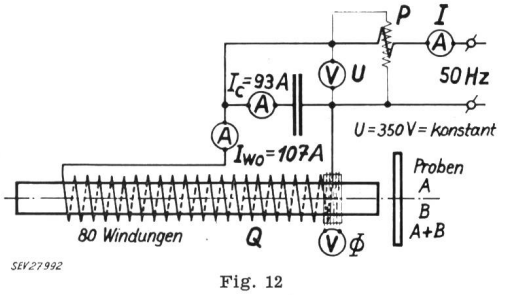

Fig. 12
Schaltung zur Messung der Wirbelstrom-Verluste in Stahlteilen

U Klemmenspannung; I Klemmenstrom; P Wirkleistung aus dem Netz; P_m Magnetisierungsleistung des Stabkernes; I_c Kondensatorstrom; I_{wo} Erregerstrom des Kernes ohne Probe; Φ Induktionsfluss des Kernendes

In das magnetische Feld an der Stirne des Stabkerns nach Fig. 5 und dem 1. Rechnungsbeispiel wurden die Stahlteile A, B und $A + B$ gebracht. Die Meßschaltung zeigt Fig. 12, Messanordnungen und Ergebnisse können Fig. 13 entnommen werden. Die Speisespannung wurde auf 350 V konstant gehalten, dabei entspricht das magnetische Feld angenähert demjenigen am Prüftransformator bei voller Spannung von 1000 kV; die Flusshalte-Wicklung fehlt. Der Parallel-Kondensator ermöglichte eine genaue Messung der aufgenommenen Wirkleistung P, deren Anstieg vom Ausgangswert P_0 den Verlusten P_v im Versuchsstück entspricht. Aufgeführt werden ferner als Relativwerte die Magnetisierungsleistung P_m und der Induktionsfluss am

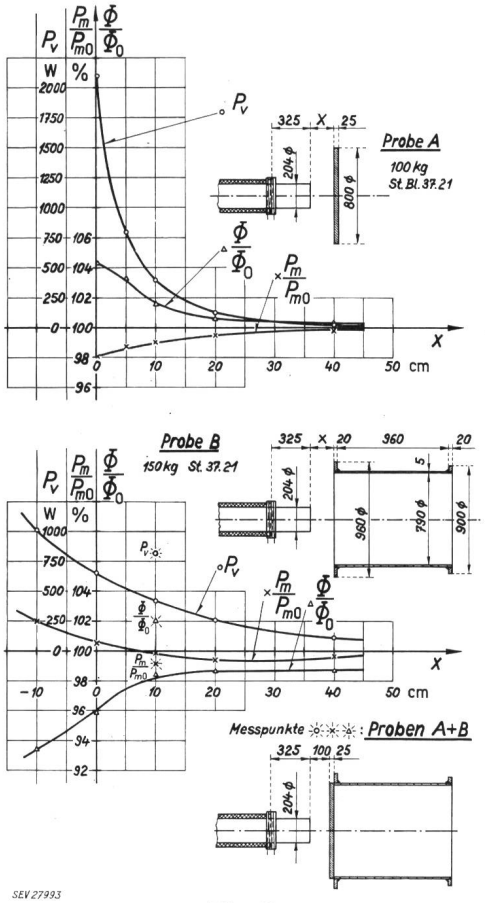

Fig. 13
Wirbelstromverluste P_v in Stahlteilen, relative Magnetisierungsleistung P_m/P_{m0} des Stabkernes und relativer Induktionsfluss Φ/Φ_0 am Kernende

Schaltung nach Fig. 12; magnetisches Feld des Stabkerns nach Fig. 5; Abmessungen der Proben [mm]; X variabler Abstand der Probe vom Kernende [cm]

Kernende Φ, verglichen mit den zu 100% gesetzten Ausgangswerten P_{m0} und Φ_0; man erhält so ein Bild von der Flussverdrängung bei dem labilen «Flusshügel» ohne Flusshalte-Wicklung. An verschiedenen Stellen der Proben wurden die Temperaturanstiege gemessen und daraus die Verlustleistung in guter Übereinstimmung zu $P - P_0$ berechnet. Es würde zu weit führen, auch die Verlustverteilung im Probenkörper sowie die ebenfalls ausgemessene Feldverdrängung im Raum anzugeben. Die Messresultate zeigen, dass selbst bei den der vollen Prüfspannung entsprechenden Induktionen die Wirbelstromverluste klein und schon bei geringen Abständen vom Kernende ohne weiteres tragbar sind.

An magnetisch leitendem Material sind *zwei Arten von Verlustbildung* zu unterscheiden:

1. *Eisenverluste*, verursacht durch Leitung des magnetischen Flusses. Diese können schon bei gerin-

gen freien Abständen der Konstruktionsteile vom Kern meist vernachlässigt werden. Wohl würden Eisenteile mit den im Luftfeld wirkenden, magnetischen Feldstärken hoch gesättigt; die zur Sammlung des Flusses entstehenden Feldkonzentrationen bei dessen Ein- und Austritt benötigen aber soviel magnetische Spannung, dass im Eisenteil doch keine hohe Induktion möglich ist. Die Überlegung am Feldbild zeigt, ob Eisenteile der Konstruktion in der Lage sind, grosse magnetische Flüsse in der Nähe des Stabkerns aufzunehmen und bei hoher Sättigung fortzuleiten. Am 1-MV-Prüftransformator mussten lediglich einige nahe dem Kern in Feldrichtung verlaufende Versteifungswinkel und ein Tragring am unteren Kernende in austenitischem Stahl angebracht werden.

2. *Kreisstromverluste* als Folge induzierter «Windungs-Spannungen» des durchtretenden Wechselfeldes. Bei antimagnetischem Material kommen nur diese in Betracht. Zur Berechnung ist die laut dem magnetischen Feldbild auftretende Windungs-Spannung der Impedanz des zu untersuchenden Konstruktionsteils zu belasten; diese Impedanz Z wird aus dem Ohmschen Kreiswiderstand R und der Reaktanz X der Kurzschluss-Windung berechnet. Der Quotient X/Z gibt die mittlere Feldverdrängung durch die Windung an. Mit Aluminium- oder Kupferringen kann X/Z nahezu 100% werden, und es ist möglich, damit das an einer Stelle im Raum unerwünschte magnetische Feld mit geringen Verlusten weitgehend zu verdrängen. Bei Stahlteilen muss für die Kreisstromverluste als Folge der Stromverdrängung nur eine «Haut» von ca. 1 mm Dicke berücksichtigt werden.

Die gemessenen Φ- und P_m-Änderungen (Fig. 13) geben interessante Aufschlüsse über das Wechselspiel von Flussverdrängung und Flussleitung. Typisch war auch, dass sich die Platte A bei $x = 40$, 20 und 10 cm an der Peripherie (durch Kreisstrom), bei $x = 0{,}2$ cm dagegen im Zentrum (durch Flussleitung) stärker erwärmte.

4. Isolationsaufbau und Hochspannungswicklung

Fig. 3 gibt Einblick in den prinzipiellen Aufbau des Prüftransformators. Die Hauptisolation ist in 28 Kondensatorschichten angenähert gleicher Kapazität unterteilt. Parallel zu den Schichten, mit den Steuerbelägen verbunden, liegen die 28 Hochspannungs-Lagenspulen (siehe Schema in Fig. 2). Diese Anordnung ergibt eine praktisch gleichmässige Verteilung einer Stossbeanspruchung auf alle Spulen, wie die Oszillogramme in Fig. 14 nachweisen. Der Vorteil der gleichmässigen Beanspruchung einer einzigen, grossen Lagenspule bei Stoss bleibt also voll erhalten, trotz deren Auflösung in 28 kleine, handliche Lagenspulen. Im Gegensatz zu der bei Stoss rein kapazitiv gegebenen Schichtbeanspruchung kann die Spulen- bzw. Schichtspannung bei einer Frequenz von 50 Hz frei gewählt werden. Für beide Beanspruchungsextreme sind eingehende Vorversuche an einfachen und dennoch den Verhältnissen am 1-MV-Prüftransformator weitgehend entsprechenden Schichtmodellen durchgeführt worden. Fig. 15 zeigt ein solches Modell mit Kondensatorschicht und parallelgeschalteter Spule. Mehrere Versuche ergaben eindeutige, reichliche Sicherheiten der Schichten von mehr als 2 für Durchschlag, bezogen auf eine Effektivspannung von 1200 kV und von 2000 kV bei Stoss am Transformator.

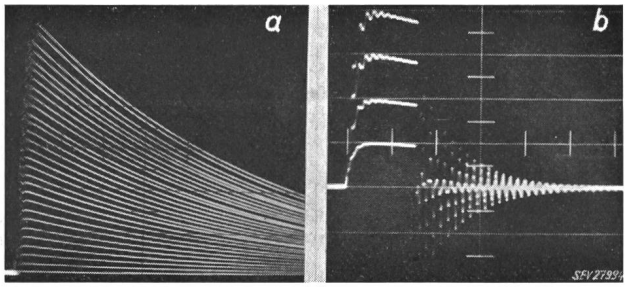

Fig. 14
Stoßspannungsverteilung
Oszillogramme der Potentialspannungen gegen Erde
a der 28 Hochspannungsspulen und Kondensatorschichten bei Vollwelle 1|50 µs, während 100 µs Dauer
b der 1., 8., 15. und 22. Hochspannungsspule und Kondensatoreinlage bei nach 6 µs abgeschnittener Welle, während 30 µs Dauer

Bei dieser Anordnung treten die Potentiallinien an den Schichtenden aus, durchlaufen die Lagenspulen und gehen dann in den Raum hinaus. Die Kondensatorbeläge biegen ohne wesentliche Erhöhung der Feldstärke mit samt der Isolationsschicht (Spreizflansch) um einen Radius rechtwinklig ab. Ein auf den Maßstab 1:1 vergrösserter Ausschnitt des Bildes vom elektrischen Feld nach Fig. 4 zeigte,

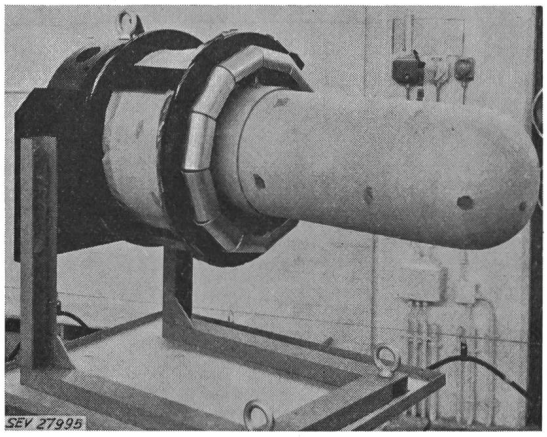

Fig. 15
Versuchsausführung einer Kondensatorschicht und Hochspannungsspule

wo die aufgespreizten Kondensatorbeläge enden müssen, damit das gesteuerte elektrische Feld der Hauptisolation stetig — also ohne «Scharfrand-Wirkung» — in das natürliche Zwischenspulenfeld übergeht.

Im Kopf der Hauptisolation bilden die Kondensatorbeläge geschlossene Halbkugelflächen. Die Anordnung vermeidet somit vollständig die schwerwiegenden Nachteile hochbeanspruchter, scharfer Belagsränder und gestattet deshalb mit relativ kleiner Belagszahl eine gute, ionisationsfreie Ausnützung der hochwertigen Ölpapierisolation. Die halbkugeligen

Kopfschichten werden nach einem bewährten Spezialverfahren hergestellt; ihre dielektrische Festigkeit steht jener der zylindrischen Schicht nur wenig nach. Zur Temperaturmessung im Isolierkörper wurden zwischen Tragzylinder und Hauptisolation, im Schutze des Erdbelags, an verschiedenen Stellen Widerstandsthermometer eingebaut.

Betrachtet man die Verteilung des elektrischen Feldes, so überrascht die schnelle Homogenisierung des schwallweise zwischen den Spulen austretenden elektrischen Feldes. Schon die nahen Zugstangen und Distanzrohre der Tragkonstruktion sind kaum mehr höheren Längsbeanspruchungen ausgesetzt als die Luft ausserhalb des Prozellans. Dank gutgeformter Abdeckungen an den Stangenenden (Fig. 19) besitzt die Tragkonstruktion eine mehrfache Sicherheit vor Längsüberschlag, und es konnte ein den mechanischen Anforderungen ebenfalls genügendes Isoliermaterial verwendet werden. Die 8 Zugstangen mussten beim Einfahren in die Vakuumanlage das über 3 t betragende Gewicht des aktiven Teils aufnehmen.

Die Kondensatorbeläge wurden, mit Rücksicht auf den quer durchtretenden magnetischen Fluss, in einzelne Längsstreifen aufgeteilt, die an einer Stelle mit einer Verbindung zusammengefasst sind, wobei natürlich der Belag keine Kurzschlusswindung bilden darf. Auf möglichst kleine Induktivität war besonders für den Erd- und den Spannungsbelag zu achten, kommen doch bei Überschlägen und Stossbeanspruchungen Ladeströme von mehreren 1000 A vor. Material, Breite und Dicke der Belagstreifen wurden so gewählt, dass die darin vom magnetischen Feld verursachten Wirbelstromverluste örtlichen, dielektrischen Verlusten der Hauptisolation von tg $\delta < 0{,}1\%$ entsprechen. Für einen Belagsstreifen der Länge l [cm], Breite b [cm], Dicke d [cm] und dem spezifischen Widerstand ϱ [Ω cm] rechnen sich die Wirbelstromverluste P_w [W] bei einem die Fläche bl durchsetzenden magnetischen Fluss der Induktion B [Vs/cm^2] und der Frequenz f [Hz] zu

$$P_w = \frac{(4{,}44\, B f)^2\, b^3\, l\, d}{12\, \varrho} \qquad (11)$$

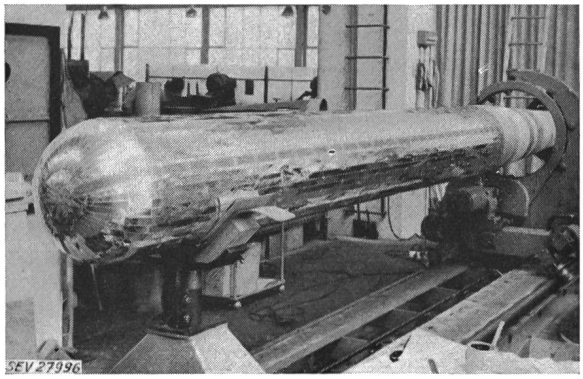

Fig. 16
Kondensatorbelag der Hauptisolation

Fig. 16 gibt ein Bild der Hauptisolation mit Kondensatorbelag. Den zylindrischen Kopfteil der fertigen Hauptisolation umfasst ein breites Bridenpaket; es übernimmt beim liegenden Transport den Druck des Stabkerns über die Hauptisolation auf grosser Fläche. Aus Fig. 3 und 19 ist die federnde Spannvorrichtung ersichtlich, die zur dauernd guten Pressung der halbkugelförmigen Kopfisolation dient.

Ein weiterer, wichtiger Vorteil der Kondensatorbeläge besteht darin, dass zwischen Hauptisolation und Spulentragzylinder ein elektrisch nicht beanspruchter Kühlkanal mit Öl-Ein- und -Austritt an den Spulen-Stirnseiten geführt werden kann (Fig. 3) So wird auch aussen die dielektrische Verlustwärme direkt abgeführt, ohne dass sie erst das relativ grosse Temperaturgefälle der Wicklung überwinden müsste, und die Spule ist ihrerseits an der ganzen Oberfläche gekühlt.

5. Zusammenbau, Vakuumbehandlung

Nach dem Einfahren des Stabkerns in die waagrecht gelagerte Niederspannungswicklung wurde der ganze Niederspannungsteil aufgerichtet und in die Montagegrube gestellt. Fig. 17 hält einen Moment beim Aufstellen des Hochspannungsteils fest; ein kräftiger Breitflanschträger versteift den Aufbau. Nach der Entfernung des Trägers wurde der

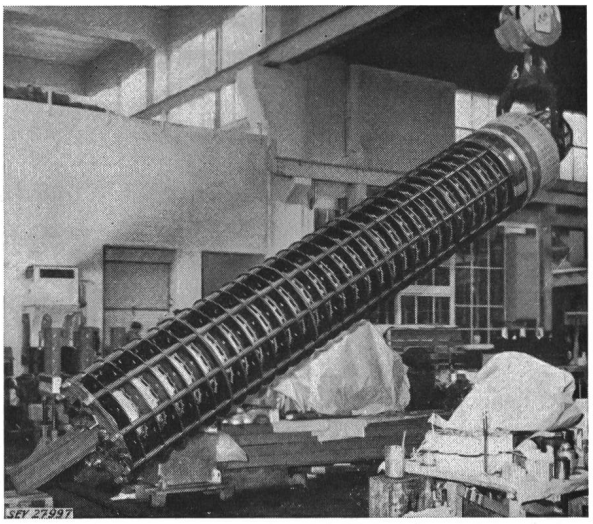

Fig. 17
Aufrichten der Hauptisolation und Hochspannungs-Wicklung

Hochspannungsteil über den Niederspannungsteil abgesenkt (Fig. 18). Solche Manöver verlangen immer eine sorgfältige Planung und für die Hebezeuge gut angepasste Hilfsvorrichtungen. Der fertig montierte aktive Teil wurde probeweise mit dem Transportgefäss zusammengestellt, um eventuellen Störungen beim Einbau nach der Ölimprägnierung vorzubeugen. Vor dem Einbringen des aktiven Teils in die Vakuumanlage musste dessen beträchtliche Höhe durch Einschieben des freien, unteren Stabkernendes um 600 mm reduziert und so Kranhub und Kesseltiefe angepasst werden.

Während der Trocknung und der Evakuierung sowie beim Imprägnieren wurden die Entfeuchtung und die nachfolgende Durchtränkung mittels tg δ- und Kapazitätsmessung an der innersten Kondensatorschicht laufend überwacht. Die Trocknung erfolgte bei mässiger Temperatur und konnte nach mehreren Wochen sowohl auf Grund des gemesse-

nen Verlustfaktors als auch des Restdruckes von weniger als 10^{-3} mm Hg beendigt und die Imprägnierung mit entgastem und entfeuchtetem Isolieröl vorgenommen werden.

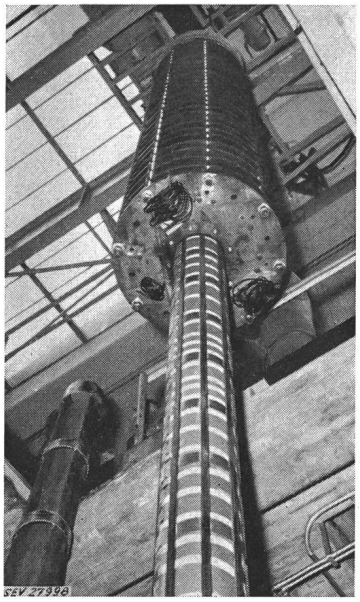

Fig. 18
Absenken des Hochspannungsaufbaues über den Stabkern und die Niederspannungs-Wicklung
links: der ausgezogene Breitflanschträger

Die Entnahme aus dem Imprägnierkessel, das Auslassen des Stabkerns (Fig. 19), das Abstellen des aktiven Teils auf den Transformatorfuss in der Montagegrube, die Montage vom Transportgefäss, der Öleinzug unter Vakuum und das Umlegen des Gefässes für den Transport in horizontaler Lage gingen planmässig vonstatten. Ein kräftiges Transportgefäss erwies sich aus verschiedenen Gründen als unumgänglich. Die Aufhängung im Schwerpunkt gestattete ein sicheres, sehr sanftes, stossfreies Umlegen und Aufstellen.

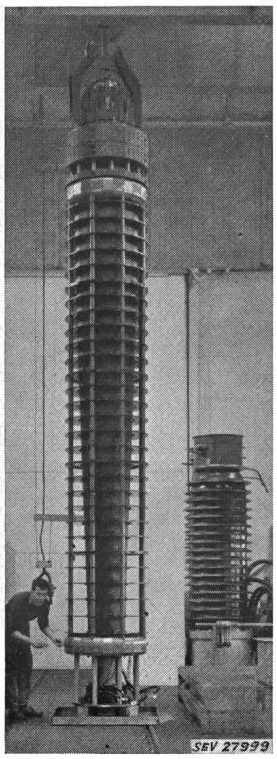

Fig. 19
Aktiver Teil nach Trocknung und Imprägnierung
Rechts ist vergleichsweise eine 220-kV-Messgruppe sichtbar

6. Montage in der Versuchsstation Däniken

Anschliessend an den Transport auf einem Tiefgangwagen wurde das knapp 10 t schwere Transportgefäss an einem fahrbaren Kran (Fig. 20) aufgerichtet und mit dem Fahrgestell des Transformators verschraubt. Für alle weiteren Operationen ge-

Fig. 20
Aufrichten des Transportgefässes
in der Versuchsstation Däniken der FKH

nügte der FKH-eigene 3-t-Kran. Das Auswechseln des Transportgefässes durch die Porzellane und den Expansionskopf erforderte wiederum sorgfältige Planung und Vorbereitung. Unter anderem waren ein Tank als Lagerstelle des abzulassenden Isolieröls, eine leistungsfähige Pumpe zur Evakuierung des Transformators nach dem Umbau und endlich eine Filterpresse für den Öleinzug herbeizuschaffen. Ein Montagegerüst mit 3 Etagen gelangte zur Aufstellung. Nicht zuletzt musste mit dem Wetterdienst der Meteorologischen Zentralanstalt in Zürich in enge Fühlung getreten werden, waren doch für den Umbau im Freien mindestens 24 h ohne jegliche

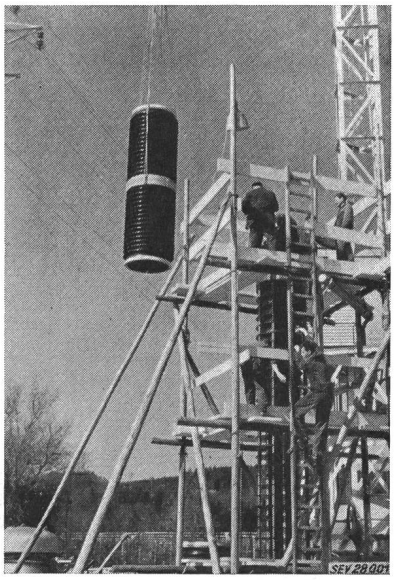

Fig. 21
Montage der unteren beiden Porzellanteile

Niederschläge oder Nebel erforderlich. Die Witterung als unberechenbarer Faktor erschwerte die Vorbereitungen bedeutend. Das Vertrauen in den Wetterdienst wurde nicht enttäuscht. Nachdem durch die vorangegangene Nacht der aktive Teil samt dem Öl um ca. 20 °C erwärmt worden war,

ging der Umbau an einem wolkenlos-strahlenden Frühlingstag anfangs April 1958 flott vonstatten (Fig. 21). Die relative Feuchtigkeit betrug bei 10 °C ca. 30%. Dank vorzüglicher Führung taugte der an sich rauhe Baukran für die heiklen Montagearbeiten. Lediglich wegen des Federns der langen Kranarme wurden die Lasten über die letzten cm mit einem Kettenzug abgesenkt. Vom Ölablass aus dem Transportgefäss bis zum Einschalten der Vakuumpumpe auf den fertig montierten Transformator verstrichen knapp 10 h; der trockenen Witterung frei ausgesetzt war der aktive Teil während 7 h. Die hochwertige Ölpapierisolation erleidet in dieser Zeit bei nachheriger, guter Evakuierung erfahrungsgemäss keinen Schaden.

Einige Worte verdienen die ohne Zwischenflansch auskommenden Porzellan-Verschraubungen. Zur Pressung dienen am Zugring schlittenartig verschiebbare, einzeln gespannte Klauen. Die Hauptschwierigkeit am unter erheblichem Zug stehenden Ring bildete dessen Isolation für die Windungsspannung des Transformators. Die gabelförmig ausgebildeten Enden der Zugringhälften greifen isoliert ineinander, und es gelang, das Volumen der Verschraubung so klein zu halten, dass das elektrische Feld nur wenig verzerrt wird.

Das programmgemässe weitere Vorgehen umfasste den Öleinzug in den Transformator via Filterpresse, unter Aufrechthaltung eines Vakuums von 0,1 mm Hg, den nachfolgenden Druckausgleich, die Montage des Sprührings, der Abdeckbleche und des Luftentfeuchters, den sorgfältigen Abbruch des Montagegerüstes und schliesslich die Verschiebung des Transformators auf dem Krangeleise an den endgültigen Standort. An einer Geleisekreuzung wurde die Fahrrichtung durch Umstellen der Rollen um 90° gedreht. Nebst umfassender Vorbereitung bis in alle Details halfen Einsatz und gute Zusammenarbeit aller Beteiligten zum guten, unfallfreien Gelingen der Montage mit.

7. Versuche, Prüfresultate

Im Verlauf einer Reihe von *Vorversuchen* wurde die Spannung schrittweise gesteigert. Ein empfindliches Störspannungs-Messgerät erlaubte die Überwachung der Isolation. Bald zeigte sich, dass der Sprühring die Erwartungen betreffend Einsatz und Ausmass der Vorentladungen nicht erfüllte. Auch die vorgesehene Zufluchtnahme zur Ultra-Korona [3] an dünnen Drähten konnte als dauernd befriedigende Lösung nicht gewählt werden. Für Versuche in dieser Richtung wurde der Sprühring mit 1 mm Stahldrahtwendel umwickelt und der Expansionskopf mit einer provisorischen Haube abgedeckt; so trat bei 900 kV nur geringe Büschelbildung auf. Die gleichmässige Ultra-Korona-Entladung (Glimmen) setzte bei einer effektiven Spannung von 250 kV hör- und sichtbar ein unter beträchtlichen zusätzlichen Verlusten, z.B. bei 600 kV ohne Drahtwendel 4,2 kW (Leerlaufverluste), mit Drahtwendel aber 7,6 kW. Beim vorgesehenen Betrieb des Prüftransformators im Freien unter hoher Dauerspannung wäre eine schwer zu reinigende, die Ultra-Korona störende Verschmutzung zu erwarten gewesen. Ferner wäre der eingangs schon erwähnten Glimmeinsatz- und Störspannungsmessung nicht Rechnung getragen worden.

Die vorentladungsfreie Haube beachtlicher Dimensionen wurde in der für das elektrische Feld günstigsten Form aus glasfaserverstärktem Polyester angefertigt (Fig. 1 und 22). Neben hoher mechanischer Festigkeit, kleinem Gewicht, Freiheit der Formgebung und guter Witterungsbeständigkeit

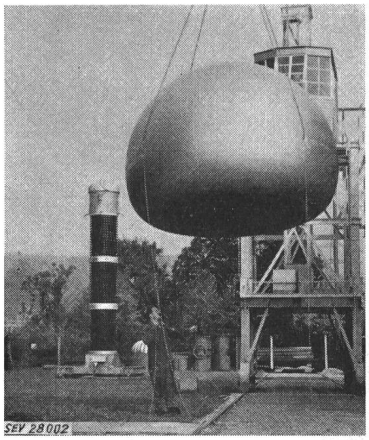

Fig. 22
Montage der vorentladungsfreien Kopfhaube

konnten auch die elektrisch isolierenden Eigenschaften des Materials wertvoll ausgenützt werden. Der leitende Metallbelag wurde nämlich auf der Innenseite der Haubenwandung angebracht. Durch die koronafeste Isolierstoffschicht vom Metallbelag getrennt, bleiben von Regentropfen oder Verschmutzungen ausgelöste Vorentladungen elektrodenlos schwach und leiten nicht die bei so hohen Spannungen sofort stromstarken, gefährlichen Büschel ein. Die Haube ist inwendig begehbar und erlaubt so, neben der Wartung von Luftentfeuchter, Ölstand und Gasanzeiger, den Anschluss der Prüfobjekte durch dünne Drähte (Ultra-Korona) oder durch koronafreie und dementsprechend grosse Rohre.

Die *Hauptversuche* ergaben mehrere erfreuliche Prüfresultate. Die Erwärmungsmessungen zeigten, dass die Kühlung der Hochspannungsspulen (durch den Kühlkanal zwischen den Spulen und der Hauptisolation) noch wirksamer ist als erwartet wurde. Die zulässigen Belastungen des Transformators konnten ganz beträchtlich erhöht werden, nämlich die Minutenleistung bei einer effektiven Spannung von 1000 kV, 50 Hz und 10% Einschaltdauer auf 1000 kVA, die Dauerspannung bzw. -leistung auf effektiv 500 kV, 50 Hz, 120 kVA. In Fig. 23 sind die zulässigen Belastungsströme des Transformators graphisch dargestellt. Die Gerade 0—1000 kV, 1A entspricht der grössten zulässigen Lastkapazität von 3200 pF, entsprechend einer 50-Hz-Reaktanz von 1 MΩ. Bei dieser Belastung beträgt die auf die Hochspannung bezogene Spannungserhöhung durch die Streureaktanz des Transformators 30%. Die einschlägigen Empfehlungen für die Ausführung von Hochspannungs-Prüfanlagen werden erfüllt.

Den besten Beweis für die Sicherheit der Isolation bildet deren völlige Freiheit von irgendwelchen

Entladungserscheinungen; dies wurde mit einem Glimm-(Stör)-Spannungs-Messgerät kontrolliert. Erst bei effektiv 1000 kV wurde die Nullanzeige des sehr empfindlichen Instrumentes von einigen hörbaren, momentanen Vorentladungen an der Kopfhaube unterbrochen; diese dürften durch die im Freien kaum zu vermeidenden Verschmutzungen ausgelöst worden sein.

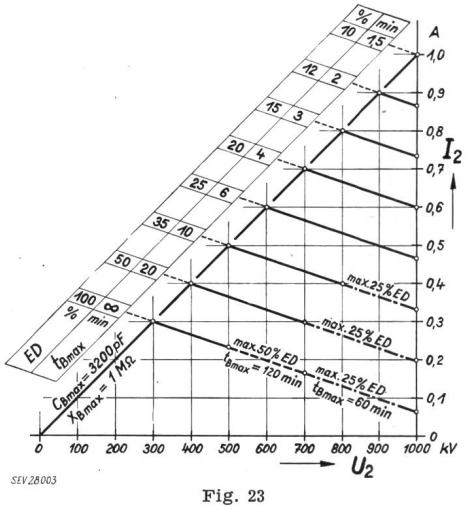

Fig. 23

Zulässige Belastungsströme I_2 des Transformators in Funktion der Hochspannung U_2 bei verschiedenen maximalen Belastungszeiten t_{Bmax} und Einschaltdauer ED

Grösste zulässige Lastkapazität C_{Bmax} = 3200 pF

Von besonderem Interesse sind die vom offenen magnetischen Kreis in Konstruktionsteilen verursachten Wirbelstromverluste. Bei effektiv 1000 kV wurden Leerlaufverluste von total 10 300 W gemessen. Davon entfallen auf die Wirbelstromverluste nur 2400 W, was ohne weiteres tragbar ist.

Die auf Grund der konstanten Reaktanzen des Transformators erwartete gute Kurvenform wurde durch Oszillogramme der kapazitiv geteilten Hochspannung nachgewiesen. Fig. 24 zeigt die Nieder- und Hochspannung bei 300, 600 und 900 kV. Die saubere Sinusform der Hochspannung wurde durch die übereinstimmenden Anzeigen des Effektiv- und Scheitelwert-Messgerätes bestätigt.

Abschliessend sei darauf hingewiesen, dass mit diesem 1-MV-Transformator die Grenzen der beschriebenen Bauweise noch nicht erreicht sind. So-

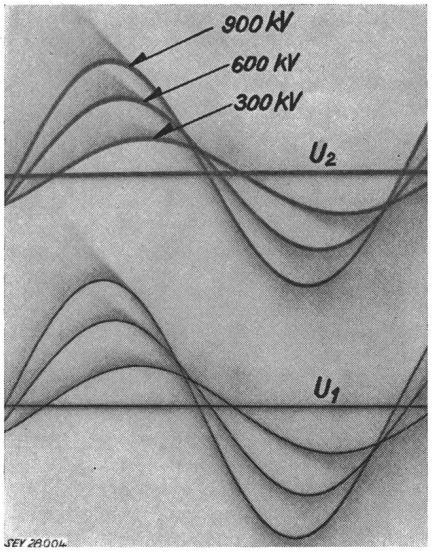

Fig. 24

Kurvenformen der primären Niederspannung U_1 und der sekundären Hochspannung U_2

wohl hinsichtlich der Spannungen (auch der Dauerspannung), als auch der Kurzzeit- und Dauerleistungen stehen dem Konstrukteur Möglichkeiten für bedeutende Erhöhungen offen.

Literatur

[1] *Küchler, R.:* Induktivität und Stromkraft einer Zylinderspule mit Stabkern. Jb. der AEG-Forschung Bd. 6(1939), Lfg. 1, S. 118...123.

[2] *Erhart, L.:* Spannungswandler mit Stabkern für Höchstspannungen. Bull. SEV Bd. 47(1956), Nr. 25, S. 1150...1155.

[3] *Uhlig, Ed.:* Überschlagsspannungen und Vorentladungserscheinungen — einschliesslich der Ultrakoronaentladung — in Luft von Atmosphärendruck für homogene und inhomogene Feldanordnungen bei verschiedenartigen Beanspruchungsformen. Diss. ETH. Zürich: Juris-Verlag 1954.

Adresse des Autors:

E. Schneider, dipl. Elektrotechniker, Moser-Glaser & Co. AG, Muttenz (BL).

Technische Mitteilungen — Communications de nature technique

Ein Einteilungsverfahren für Mess- und Regelgeräte

168.2 : 621.3.08 + 621-55

[Nach *E. A. Keller:* A Classification System for Measurement and Control. Trans. IRE, Industrial Electronics, PGIE Bd. 6(1958), Mai, S. 38...45]

Im folgenden wird ein Einteilungsverfahren beschrieben, das Instrumente nach ihren Betriebseigenschaften wie Genauigkeit, dynamisches Verhalten, Lagerfähigkeit, Betriebssicherheit, Preis, Erhältlichkeit u. dgl. zu erfassen gestattet. Nach dem unten beschriebenen Code wird jedem Instrument eine 12stellige Kennummer zugeteilt. Jede Stelle der Kennummer entspricht einer bestimmten Eigenschaft des Instrumentes, während der Zahlenwert der betreffenden Stelle diese Eigenschaft auf eine Grössenordnung genau festhält.

Als Beispiel für die praktische Anwendung dieses Verfahrens sei die Errichtung eines Instrumenten-Katalogs auf Randlochkarten erwähnt (Fig. 1). Es ist leicht einzusehen, dass die Auswahl eines Instrumentes mit bestimmten Betriebseigenschaften mit einem solchen Hilfsmittel sehr rasch erfolgen kann.

Die Kennummer setzt sich aus 12 Stellen zusammen, die in 4 Gruppen zu je 3 Stellen nach Tabelle I zusammengefasst sind.

Einteilungsverfahren

Tabelle I

Gruppe	Stelle	Stellenzuteilung
Kennzeichnung	1	Art des Gerätes oder Funktionsprinzip
	2	Eingang
	3	Ausgang
Genauigkeit und dynamisches Verhalten	4	Genauigkeit
	5	Stabilität der Eichung
	6	Arbeitsgeschwindigkeit
Betriebssicherheit	7	Mittlere Lagerfähigkeit
	8	Mittlere Lebensdauer
	9	Mittlere Reparaturdauer
Verschiedenes	10	Preis
	11	Erhältlichkeit
	12	Volumen